

Simulation eines Höhenprüfstands zur Untersuchung der Verdichter-Pumpverhütungs-Regelung

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

Sabine Köcke

aus Mönchengladbach

Hauptberichter: Prof. Dr.-Ing. S. Staudacher

Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. H.-P. Kau

Tag der mündlichen Prüfung: 16. Dezember 2009

Institut für Luftfahrtantriebe der Universität Stuttgart

2010

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftliche Mitarbeiterin am Institut für Luftfahrtantriebe der Universität Stuttgart. Mein verbindlichster Dank gilt dessen Leiter Herrn Professor Dr.-Ing. Stephan Staudacher für die großzügige Unterstützung und die Übernahme des Hauptberichtes. Seine zahlreichen Ratschläge und Anregungen waren eine wertvolle Hilfe.

Herrn Professor Dr.-Ing. Hans-Peter Kau danke ich für das meiner Arbeit entgegengebrachte Interesse, die Begutachtung der Dissertation und die Übernahme des Mitberichtes.

Herzlichster Dank gebührt auch Herrn Dr.-Ing. Klaus Kuhn, welcher mir viele förderliche Hinweise gab und mich durch zahlreiche motivierende Gespräche unterstützte. Seine stete Diskussionsbereitschaft und die fachliche Durchsicht meiner Arbeit haben maßgeblich zum Gelingen dieser Dissertation beigetragen.

Meinem ehemaligen Kollegen Herrn Dr.-Ing. Thomas Schumann fühle ich mich besonders verbunden. Mit ihm führte ich zahlreiche und oft lange Diskussionen. Er gab mir viele interessante und hilfreiche Anstöße gerade aus der Sicht eines Wissenschaftlers, welcher nicht mit dem vorliegenden Thema befasst ist. Aus der freundlichen Zusammenarbeit am Institut entstand über die Jahre eine wertvolle Freundschaft, für die ich sehr dankbar bin.

Ferner möchte ich den ehemaligen Kollegen Herrn Dr.-Ing. Frederik Schilling und Herrn Dipl.-Ing. Sebastian Bolk für die zahlreichen konstruktiven und freundschaftlichen Gespräche danken.

Den genannten und allen anderen Kollegen des Instituts sowie den Studenten und wissenschaftlichen Hilfskräften, die Beiträge zur vorliegenden Arbeit geleistet haben, möchte ich meinen herzlichen Dank aussprechen.

Nicht zuletzt spielt das private Umfeld eine wichtige Rolle für den erfolgreichen Abschluss einer solchen Arbeit. Diesbezüglich gilt mein herzlicher Dank meinen Eltern, die mich während meiner Studien- und Promotionszeit unterstützten. Auch meinem Bruder mit seiner Familie und meinen Freunden danke ich für die moralische Unterstützung in weniger ergiebigen Phasen der Arbeit, und meinen besonderen Dank spreche ich meinem Freund Herrn Dipl.-Ing. André Oehlmann aus, ohne den diese Arbeit wohl nicht in der vorliegenden Form zustande gekommen wäre.

Stuttgart, im Januar 2010

Sabine Köcke

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	I
Nomenklatur	III
Abbildungsverzeichnis	IX
Zusammenfassung	XI
Abstract	XIII
1 Einleitung	1
2 Überblick über die betrachtete Versuchseinrichtung	3
3 Stand der Technik	7
4 Zielsetzung und Vorgehensweise	19
5 Grundlagen und Definitionen	21
5.1 Physikalische Vorgänge	21
5.1.1 Druckverluste	21
5.1.2 Gasdynamische Effekte	22
5.1.3 Energiebilanzen	24
5.2 Klassifizierung der Komponenten	25
5.2.1 Komponenten mit stationärem Verhalten	26
5.2.2 Komponenten mit dynamischem Verhalten	27
5.3 Struktur der Simulation	27
5.3.1 Modularer Aufbau	27
5.3.2 Schematischer Ablauf	28
5.3.3 Zeitlicher Ablauf	29
6 Modellierung der Höhenprüfstandskomponenten	31
6.1 Stationäre Komponenten	31
6.1.1 Klappen	31
6.1.2 Verdichter	34
6.1.3 Triebwerk	36
6.2 Dynamische Komponenten	37
6.2.1 Rohrleitungen und Volumenelemente	38
6.2.2 Randlelemente	38
6.2.3 Wärmetauscher	39
6.2.4 Verzweigungen	41

7	Simulation des Höhenprüfstands	43
7.1	Numerisches Lösungsverfahren	43
7.2	Automatisierung der Simulation	46
7.3	Validierung.....	50
7.3.1	Messtechnik.....	51
7.3.2	Saugbetrieb des Verdichters.....	51
7.3.3	Staubetrieb des Verdichters.....	57
8	Einfluss von Störungen auf das Verhalten der Pumpverhütungsregelung	61
8.1	Auslegung der Pumpverhütungsregelung	61
8.1.1	Funktionalität der Pumpverhütungsregelung	64
8.1.2	Optimierung der Pumpverhütungsregelung	66
8.2	Einfluss von Störungen	68
8.2.1	Blockieren der Bypassklappe	68
8.2.2	Auslösen der Berstscheibe	73
	Literaturverzeichnis	80

Nomenklatur

Lateinische Formelzeichen

Bezeichnung	Einheit	Bedeutung
A	$[m^2]$	Fläche
c	$[-]$	Faktor
c	$[J/(kg\ K)]$	spezifische Wärmekapazität
c_p	$[J/(kg\ K)]$	spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck
c_v	$[-]$	Durchflussbeiwert
c_v	$[J/(kg\ K)]$	spezifische Wärmekapazität bei konstantem Volumen
d	$[mm]$	Durchmesser
$d(t)$	$[-]$	Störgröße
D	$[m]$	Durchmesser
$e(t)$	$[-]$	Regelabweichung
g	$[m/s^2]$	Erdbeschleunigung
h_r	$[m]$	Druckverlusthöhe einer Rohrströmung
h_v	$[m]$	Druckverlusthöhe
H_E	$[m]$	Verlustglied in der Energiebilanz
\dot{H}	$[W/s]$	Enthalpiestrom
k	$[W/(m^2\ K)]$	Wärmedurchgangskoeffizient
k_I	$[-]$	Integraler Verstärkungsfaktor
k_{krit}	$[-]$	kritische Verstärkung
k_p	$[-]$	proportionaler Verstärkungsfaktor

k_v	[m ²]	Ventilkoeffizient
L	[m]	Rohrlänge
m	[kg]	Masse
m_{par}	[m ²]	Massenstromparameter
\dot{m}	[kg/s]	Massenstrom
n_{par}	[1/m]	Drehzahlparameter
p	[Pa]	Druck
\dot{Q}	[W]	Wärmestrom
R	[J/(kg K)]	spezifische Gaskonstante
t	[s]	Zeit
t_{Block}	[s]	Blockierdauer
t_{Int}	[ms]	Integrationsintervall
T	[K]	Temperatur
\dot{T}	[K/s]	Ableitung der Temperatur
\bar{T}	[K]	mittlere Temperatur
T_{krit}	[s]	Periodendauer bei kritischer Verstärkung
$u(t)$	[-]	Stellgröße
u_I	[-]	Integralanteil
u_P	[-]	Proportionalanteil
U	[J]	innere Energie
V	[m ³]	Volumen
v_{max}	[m/s]	Maximalgeschwindigkeit
w	[m/s]	Geschwindigkeit
w	[W/K]	Wärmekapazitätsstrom
$w(t)$	[-]	Führungsgröße
x	[-]	allgemeine Variable
y	[-]	allgemeine Variable

$y(t)$	[-]	Regelgröße
y'	[-]	erste Ableitung von y

Griechische Formelzeichen

Bezeichnung	Einheit	Bedeutung
α	[ms]	Schrittweite
α	[W/(m ² K)]	Wärmeübergangszahl
Δ	[-]	Differenz
ϕ	[-]	Wärmeübertragerfunktion
η	[-]	Wirkungsgrad
κ	[-]	Isentropenexponent
λ	[-]	Rohrreibungszahl
ν_0	[mm ² /s]	kinematische Viskosität
Π	[-]	Druckverhältnis
ρ	[kg/m ³]	Dichte
τ	[s]	Zeitkonstante
ψ	[-]	Durchflussfunktion
ψ_{\max}	[-]	Durchflussfunktion bei überkritischem Druckverhältnis
ζ	[-]	Widerstandsbeiwert, Widerstandszahl
ζ_v	[-]	Verlustbeiwert

Indizes

∞	Umgebung
0	Umgebung
1	Triebwerkseintritt
1	Eintritt, eintretend
2	Austritt, austretend
a	austretend

<i>d</i>	dynamisch
<i>e</i>	eintretend
<i>eff</i>	effektiv
<i>i</i>	Laufindex
<i>ist</i>	Istwert
Int	Integration
<i>j</i>	Laufindex
<i>k</i>	Laufvariable
<i>L</i>	Luft
<i>m</i>	Anzahl der Verbindungen eines Volumens
<i>M</i>	Medium
<i>Mat</i>	Material
<i>s</i>	Laufvariable
<i>s</i>	stationär
<i>soll</i>	Sollwert
<i>t</i>	Totalgröße
<i>TW</i>	Triebwerk
<i>V</i>	Verdichter
ver	versetzt, versetzte Rohrreihen
<i>VZ</i>	Verzweigung
<i>W</i>	Wärmeaustausch
<i>WT</i>	Wärmetauscher

Abkürzungen

A	Raum A
A	Abschnitt zwischen Verdichter V1 und Verzweigung VZ 1
A1	Austrittspunkt 1
A2	Austrittspunkt2
ABK	Arbeitskennlinie

ACM	Aspen Custom Modeler
APROS	Advanced Process Simulator
ATEC	Aero Dynamic Turbine Engine Code
B	Raum B
B	Abschnitt zwischen Verzweigung VZ 1 und Berstscheibe
BDF	Backward Differentiation Formula
C	Raum C
C	Abschnitt zwischen Verzweigung VZ 1 und Verzweigung VZ 2
d	dynamisch
D	Abschnitt zwischen Verzweigung VZ 2 und Klappe L13
DELTA	Vektor der Residuen
E	Abschnitt zwischen Verzweigung VZ 2 und Rand 2
E1	Eintrittspunkt 1
E2	Eintrittspunkt 2
F	Abschnitt zwischen Rand 1 und Verzweigung VZ 3
G	Abschnitt zwischen Verzweigung VZ 3 und Verdichter V1
GSP	Gas Turbine Simulation Program
H	Abschnitt zwischen Klappe L13 und Verzweigung VZ 3
ILA	Institut für Luftfahrtantriebe
L	Klappe
LW	Wärmetauscher, Bezeichnung am Prüfstand
Mess 1	Messpunkt 1, vor Verdichter
Mess 2	Messpunkt 2, nach Verdichter
MOPS	Modular Performance Synthesis
MTU	Motoren- und Turbinen-Union
PG	Pumpgrenze
PT1-Glied	Proportional-Glied mit Verzögerung 1. Ordnung
PVK	Pumpverhütungskennlinie
PVK-Z	Pumpverhütungskennlinie abzüglich Sicherheitsabstand Z

R	Rohr
Rand 1	Eintritt in Teilbereich
Rand 2	Austritt aus Teilbereich
RRAP	R olls- R oyce A eroengine P erformance Program
s	stationär
T	Startzeitpunkt
TOUT	Endzeitpunkt
TW	Triebwerk
VL	stationäres Modul einer Verzweigung
VZ	Verzweigung
x	Laufänge
Y	Zustandsvektor
YPRIME	Ableitung des Zustandsvektors

Abbildungsverzeichnis

Abb. 1: Triebwerk in der Prüfwelle.....	3
Abb. 2: Vereinfachtes Schema des Höhenprüfstands	4
Abb. 3: Ersatzschema des Höhenprüfstands	5
Abb. 4: Massenströme und Zustandgrößen an einem Volumen	22
Abb. 5: Wärmeübertragung am Rohrausschnitt.....	24
Abb. 6: Schema und Druckverlauf des Beispielsystems.....	26
Abb. 7: Aufbau eines Systems aus Elementen der Bibliotheken	28
Abb. 8: Schematischer Ablauf der Simulation.....	29
Abb. 9: Zeitlicher Ablauf der Simulation.....	29
Abb. 10: Umströmung und Querschnittsversperrung an einer exzentrischen Klappe	32
Abb. 11: Datenfluss des Moduls für eine Klappe	32
Abb. 12: Klappencharakteristiken [27].	34
Abb. 13: Datenfluss der Module für Verdichter	35
Abb. 14: Datenfluss des Moduls für ein Triebwerk.....	37
Abb. 15: Datenfluss des Moduls für Rohrleitungen und Volumenelemente	38
Abb. 16: Datenfluss des Moduls für Randelemente.....	39
Abb. 17: Datenfluss der Module für einen Wärmetauscher.....	40
Abb. 18: Überführung einer Verzweigung in ein strukturverträgliches Schema.....	42
Abb. 19: Datenfluss der Module für eine Verzweigung	42
Abb. 20: Lösungsweg einer Differentialgleichung mit dem Prädiktor-Korrektor-Verfahren	45
Abb. 21: Struktur der Automatisierung mit Ein- und Ausgabegrößen	46
Abb. 22: Struktur des Unterprogramms für die Simulation.....	48
Abb. 23: Kennfeld eines Gegenstromwärmetauschers	49
Abb. 24: Schema des Bereichs um den Verdichter V1	50
Abb. 25: Schema des Bereichs um einen Verdichter im Saugbetrieb.....	52
Abb. 26: Modul-Schema des Bereichs um einen Verdichter im Saugbetrieb.....	52
Abb. 27: Druckverlauf an Rand 1	53
Abb. 28: Temperaturverlauf an Rand 1	53

Abb. 29: Druckverlauf an Rand 2	53
Abb. 30: Druckverlauf am Verdichtereintritt und Differenz Simulation – Messung.....	54
Abb. 31: Temperaturverlauf am Verdichtereintritt und Differenz Simulation - Messung.....	54
Abb. 32: Druckverlauf am Verdichteraustritt	55
Abb. 33: Temperaturverlauf am Verdichteraustritt.....	55
Abb. 34: Verlauf des Verdichter-Druckverhältnisses	56
Abb. 35: Verlauf des Verdichter-Temperaturverhältnisses.....	56
Abb. 36: Schema des Bereichs um einen Verdichter im Staubetrieb.....	57
Abb. 37: Druckverlauf am Verdichteraustritt	58
Abb. 38: Temperaturverlauf am Verdichteraustritt.....	59
Abb. 39: Verlauf des Verdichter-Druckverhältnisses	60
Abb. 40: Verlauf des Verdichter-Temperaturverhältnisses.....	60
Abb. 41: Bezeichnungen im Regelkreis.....	62
Abb. 42: Kennlinien zur Pumpverhütungsregelung von Verdichter V1 [34]	62
Abb. 43: Struktur des Unterprogramms für die Simulation mit Pumpverhütungsregelung.....	64
Abb. 44: Öffnungswinkel der Bypassklappe und Verdichterdruckverhältnis, Testfall 1	65
Abb. 45: Öffnungswinkel der Bypassklappe und Verdichterdruckverhältnis, Testfall 2	66
Abb. 46: Verdichter-Druckverhältnis für verschiedene Verstärkungsfaktoren.....	67
Abb. 47: Verdichter-Druckverhältnis und Öffnungswinkel der Bypassklappe	69
Abb. 48: Druckverhältnis und kommandierter Öffnungswinkel, Variation t_{Block}	70
Abb. 49: Druckverhältnis und kommandierter Öffnungswinkel, Variation k_I	71
Abb. 50: Druckverhältnis und Öffnungswinkel, mit und ohne konstantes Integralglied.....	72
Abb. 51: Schema mit Berstscheibe	73
Abb. 52: Drücke am Verdichter und Massenströme an Verzweigung 1.....	74
Abb. 53: Druckverhältnis des Verdichters und Öffnungswinkel der Bypassklappe.....	75
Abb. 54: Drücke und Massenströme an Verzweigung 2.....	76
Abb. 55: Drücke und Massenströme an Verzweigung 3.....	76
Abb. 56: Druckverhältnis und Öffnungswinkel bei Auslösen der Berstscheibe.....	77
Abb. 57: Druckverhältnis des Verdichters und Öffnungswinkel der Bypassklappe.....	78

Zusammenfassung

Sowohl bei der Zulassung als auch bei der Validierung des Betriebsverhaltens moderner Triebwerke werden steigende Ansprüche an die Leistungsfähigkeit der verwendeten Prüfstände gestellt. Um den Betrieb des HP hinsichtlich dieser steigenden Ansprüche zu unterstützen, soll ein besseres Verständnis für das Betriebsverhalten des Prüfstands erlangt werden. Hierfür und als Grundlage zur Auslegung und Optimierung von Regelungssystemen wird eine Simulation des Höhenprüfstands erstellt, die das dynamische Betriebsverhalten ausreichend genau wiedergibt und deren Berechnungen den Anforderungen an Geschwindigkeit und Stabilität genügen. Es wird eine Struktur ausgearbeitet, die den modularen Aufbau und den schematischen und zeitlichen Ablauf der Simulation aufzeigt. Die physikalischen Vorgänge im Prüfstand werden zusammengefasst und in der mathematischen Beschreibung der Komponenten berücksichtigt. Die Gleichungen werden in eine automatisierte Berechnungsumgebung eingebettet und ein geeignetes numerisches Lösungsverfahren auf das aufgestellte Differentialgleichungssystem angewandt. Die Validierung der Simulation erfolgt anhand eines gut abgrenzbaren Teilbereichs des Prüfstands. Die Ergebnisse haben gezeigt, dass sowohl das stationäre als auch das dynamische Verhalten des untersuchten Abschnitts durch die Simulation mit ausreichender Genauigkeit abgebildet wird. Die Berechnungen sind für die Validierungsfälle in allen Betriebsarten schneller als Echtzeit.

Im Anschluss an die Validierung wird die Simulation als Basis zur Auslegung und Optimierung einer Pumpverhütungsregelung des im Teilbereich enthaltenen Verdichters verwendet. Im ersten Schritt werden die Regelalgorithmen in der Simulation ergänzt und die Funktionalität mit Hilfe von Beispielrechnungen belegt. Die geringen Abweichungen zwischen Simulationsergebnissen und Messwerten haben gezeigt, dass die Simulation den Zusammenhang der physikalischen Größen ausreichend genau wiedergibt. Im zweiten Schritt wird mit einer Parameterstudie der Einfluss der Regelverstärkungen auf den Verlauf des Verdichterdruckverhältnisses gezeigt. Die Ergebnisse werden zur Bestimmung der optimalen Konfiguration der Reglerparameter verwendet.

Neben dem regulären Betrieb werden die Auswirkungen der von der Regelung ausgegebenen Stellgrößen auf das dynamische Prüfstandsverhalten beim Auftreten von nicht einschätzbaren oder plötzlich auftretenden Ereignissen untersucht. Hierbei werden die Wechselwirkungen zwischen Prüfstand und Regelung unter Einfluss verschiedener Verstärkungsfaktoren ermittelt. Die Ergebnisse der Simulation einer blockierenden Bypassklappe und einer

auslösenden Berstscheibe haben gezeigt, dass ein für den gewöhnlichen Betrieb auf ein schnellstmögliches Erreichen des Solldruckverhältnisses optimierter Regler beim Auftreten o. g. Ereignisse schlechtere Ergebnisse erzielen kann als ein langsamerer Regler. Bei der Auslegung des Reglers muss folglich abgeschätzt werden, wie groß die Störungen sein können und wie schnell das System unter Berücksichtigung seiner Dynamik und der Begrenzung von Stellgeschwindigkeiten den Vorgaben des Reglers folgen kann. Es verbleibt die Möglichkeit, mit dem zusätzlichen Einsatz einer Anti-Windup-Regelung ([31], [35]) neben dem weiteren Anwachsen des Integralanteils bei nicht sinnvollen Vorgaben des Reglers auch einen optimalen Wert für den Proportionalanteil zu ermitteln. Mit Hilfe der Simulation können weitere für den Betrieb des Prüfstands genutzte Regelungssysteme optimiert werden. Dies schafft die Möglichkeit, die Sicherheitsabstände zu den Betriebsgrenzen der Komponenten verringern und die Leistungsfähigkeit des Prüfstands in einem höheren Maße nutzen zu können.

In der Simulation werden Phänomene wie Rückströmungen angezeigt, die messtechnisch im Prüfstandsbetrieb derzeit nicht erfasst werden können. Die Simulation zeigt die Wechselwirkungen und Abhängigkeiten zwischen Regelparametern, Stellorganen, Betriebspunkt und Betriebsverhalten des Prüfstands auf und bietet die Möglichkeit zur Untersuchung von Fehlfunktionen und sonstigen ungewöhnlichen Ereignissen, die am realen Prüfstand nicht nachgestellt werden können. Des Weiteren kann die Simulation zur Vorhersage der Auswirkungen von Erweiterungen und sonstigen Umbaumaßnahmen genutzt werden und hierdurch den Ausbau und die Modernisierung des Höhenprüfstands unterstützen. Durch die Kopplung der Höhenprüfstands-Simulation mit der Simulation eines Triebwerks ([8], [39]) können die Versuchskonfiguration vor Eintritt in die Testphase auf deren Leistungsfähigkeit untersucht und eventuell erforderliche Anpassungen ermittelt werden. Die Simulation bietet den besonderen Vorteil, auch kritische Betriebspunkte einstellen zu können, ohne das reale Triebwerk oder den Höhenprüfstand zu gefährden. Der Einsatz der Simulation kann somit wesentlich zu einer optimalen Versuchsdurchführung beitragen und hierdurch eine Erhöhung der zur Verfügung stehenden Betriebszeit des Prüfstands erreichen.

Abstract

For accreditation as well as for the validation of the operating performance of modern turbojet engines increasing requirements to the performance of the used test facilities are made. To support the operation of the test facility regarding these increasing requirements a better understanding of the facility's operational behaviour should be achieved. For this purpose and as a basis for design and improvement of control systems a simulation of the altitude test facility will be built up that reflects the dynamic operational behaviour in a sufficient accuracy while fulfilling the requirements of the calculating speed and -stability. A structure is worked out that shows the modular configuration and the schematic and chronologic sequence of the simulation. The physical processes are summed up and taken into account in the mathematical description of the components. The equations are implemented in an automated programming environment and an applicable numerical method is applied to solve the system of differential equations. The validation of the simulation is carried out by means of a clearly delimitable sub-area of the test facility. The results demonstrate that the steady state as well as the dynamic behaviour of the analysed sub-area is modelled by the simulation with adequate accuracy. The calculations of the validation scenarios are faster than real time for all outlined operating modes.

Subsequent to the validation the simulation is used as a basis for design and improvement of a control system that prevents the compressor of the sub-area from compressor surge. In a first step the control algorithms are added to the simulation and the functionality is proved by means of exemplary calculations. The small deviations between the results of the simulation and the measurements demonstrate that the physical correlations are reflected by the simulation with adequate accuracy. In a second step the influence of a control gain on the run of the compressor's pressure ratio is shown by a parameter study. The results are used to determine the optimised configuration of the control parameters.

Among the regular operation the effect of the control variables on the dynamic operational behaviour during the appearance of sudden and unpredictable incidents is analysed. Herein the interaction between test facility and controls under the influence of different control gains is determined. The results of simulating a blocking bypass valve and a released burst disc demonstrate that a controller that is speed-optimised for common operating can cause worse results than a slower controller in case that the above-mentioned incidents occur. Hence for designing the controller the possible degree of these incidents and the ability of the system to follow the controller's commands, in consideration of the dynamic operational behaviour and

the limits of the manipulating speeds, have to be estimated. There remains the possibility to add an Anti-Windup-Control ([31], [35]) not only to avoid the integral element from a further increase as a result of not reasonable commands by the controller but also to get an optimised value for the proportional element. By means of the simulation further control systems that are used for operating the test facility can be optimised. This gives the chance to decrease the safety margin to the operating limits of the components in order to exploit the performance of the test facility to a higher degree.

By the simulation phenomena like backflow are indicated that are currently not able to be detected by measurements while the test facility is operating. The interaction between and the dependency of the control parameters and variables, the operating point and the operational behaviour of the test facility is demonstrated. The simulation gives the chance to analyse malfunctions and other unusual incidents that are not able to be initiated at the real test facility. Furthermore the simulation can be used to forecast the effects of extensions and replacements in order to support the improvement and the modernisation of the test facility. Via interfacing the simulation of the altitude test facility with the simulation of a turbojet engine ([8], [39]) the efficiency of the test configuration can be proved before entering into the test phase and also possibly necessary adjustments can be detected. The simulation offers the special advantage to enable the initiation and the analysis of critical operating points without damaging the real turbojet engine or the test facility. The application of the simulation can therefore make a significant contribution to an optimised test procedure and hereby increases the available operating time of the test facility.

1 Einleitung

Die europäische Flugsicherungsorganisation Eurocontrol [1], sowie Fluggesellschaften [79], Flughäfen und andere Organisationen und Wirtschaftszweige [28], welche die Entwicklung des Flugverkehrs verfolgen, prognostizieren für die kommenden Jahre anhaltende Wachstumsraten zwischen 4% und 8% im Passagier- und Frachtverkehr. Aus dem Anstieg des Luftverkehrs und aus den überalterten Flotten vieler Fluggesellschaften ergibt sich ein erhöhter Bedarf an neuen Flugtriebwerken. Die Validierung des Betriebsverhaltens sowie die Zertifizierung der Triebwerke erfolgt mit Hilfe der Ergebnisse aus zahlreichen Versuchen. Für die Durchführung dieser Versuche stehen verschiedene Arten von Prüfständen zur Verfügung. Bei einem fliegenden Prüfstand [56] handelt es sich um ein Flugzeug, bei dem ein Standardtriebwerk gegen das zu testende Triebwerk getauscht oder dieses zusätzlich installiert wird. Die Versuche werden während des Fluges unter realen Betriebs- und Umgebungsbedingungen am Triebwerk durchgeführt. Eine Möglichkeit zur direkten Schubbestimmung besteht jedoch nicht. Des Weiteren sind die Versuche an die Wetterlage gebunden und der Testbereich kann durch das Flugprofil des Trägerflugzeugs eingeschränkt werden. Bei Frei-Prüfständen wird das Triebwerk in einer eigens hierfür konstruierten Vorrichtung fest am Boden installiert [57]. Zu den durchgeführten Versuchen zählen Schubmessungen, Untersuchungen zum Einfluss von Seitenwind, Schubumkehrsimulationen und Lärmmessungen. Am Frei-Prüfstand kann hierbei nur der Bodenstandfall untersucht werden. Um Aufschluss über das Verhalten des Triebwerks im gesamten Betriebsbereich und somit auch unter Flugbedingungen in der Höhe zu erhalten, werden neben fliegenden Prüfständen auch Höhenprüfstände eingesetzt. Auf Grund der Versuchsdurchführung im geschlossenen Versuchsraum am Boden können Triebwerke und Triebwerkskomponenten hierin wetterunabhängig getestet werden. Darüber hinaus besteht die Möglichkeit, Änderungen in Bezug auf Versuchsablauf und Messung mit geringem Aufwand vorzunehmen. Der im Folgenden betrachtete Höhenprüfstand des Instituts für Luftfahrtantriebe dient ebenfalls der Untersuchung von Triebwerken und Triebwerkskomponenten unter Höhenbedingungen. Die Aufgabe des Prüfstands besteht in der Bereitstellung des geforderten Massenstroms \dot{m} bei gegebenem Totaldruck p_{t1} und Totaltemperatur T_{t1} am Triebwerkeintritt sowie beim Umgebungsdruck p_0 am Triebwerksaustritt. Die Leistungsfähigkeit des Höhenprüfstands misst sich an der Fähigkeit, den geforderten Massenstrom und die Zustände mit der notwendigen Genauigkeit sowohl im stationären Betrieb, als auch bei schnellen transienten Manövern des Triebwerks bereitstellen zu können. Sowohl bei der Zulassung als auch bei der Validierung des Betriebsverhaltens

moderner Triebwerke werden steigende Ansprüche an die Leistungsfähigkeit des Prüfstands gestellt. Diesen Ansprüchen wird durch die hohe Flexibilität des Prüfstands und durch den Einsatz von Regelungssystemen für einzelne Komponenten begegnet. Die Flexibilität wird durch die verschiedenen Möglichkeiten zur Konfiguration erreicht. Für die Bereitstellung der geforderten Zustände und Massenströme lässt sich eine jeweils optimale Konfiguration des Prüfstands bestimmen und für den Betrieb verwenden. Durch die Regelung der Öffnungswinkel von Klappen können Druck und Temperatur vor und der Druck hinter dem Triebwerk eingestellt werden. Die Regelung der Verdichter mittels Bypassklappen dient der bestmöglichen Ausnutzung ihres Betriebsbereiches bei gleichzeitiger Einhaltung eines Sicherheitsabstandes zu den jeweiligen Stabilitätsgrenzen. Durch einen manuellen Eingriff in die Reglerparameter lässt sich dieser Abstand in vorgegebenen Grenzen reduzieren, wodurch der Betriebsbereich der entsprechenden Komponente besser ausgenutzt werden kann. Die Grenzen des manuellen Eingriffs sind mit einem Abstand von mindestens 6% zur jeweiligen Stabilitätsgrenze festgelegt und dienen der Sicherstellung des Testbetriebs sowie dem Schutz des Prüfstands und des Triebwerks. Durch die Einführung moderner Regelungssysteme können die Sicherheitsabstände zu den Stabilitätsgrenzen noch weiter verringert und die Reglerparameter individueller auf den jeweiligen Testbetrieb abgestimmt werden. Im Betriebsbereich nahe den Stabilitätsgrenzen können die Auslegung und der Test von Regelungssystemen Schäden an den Komponenten verursachen. Die sich hieraus ergebenden kostenintensiven Reparaturen und Ausfallzeiten des Prüfstands lassen sich vermeiden, indem Auslegung und Test der Regelungssysteme nicht am realen Prüfstand sondern mit Hilfe einer Simulation des Prüfstands durchgeführt werden. Mit dieser Simulation lassen sich die thermodynamischen und strömungsmechanischen Vorgänge im Prüfstand untersuchen, wodurch ein tiefer gehendes Verständnis für das Betriebsverhalten der Komponenten und des Gesamtsystems erreicht wird.

Die Vorhersage der Auswirkung von Einflussnahmen auf den Höhenprüfstand kann neben ihrer Verwendung für Regelungssysteme auch für den Ausbau und die Modernisierung des Höhenprüfstands genutzt werden. So können geplante Erweiterungen mit Hilfe der Simulation ausgelegt, getestet und bewertet werden.

Der Betrieb des Höhenprüfstands und des zu testenden Triebwerks ist mit hohem personellem und finanziellem Aufwand verbunden. Um die Kosten so gering wie möglich zu halten, muss die Betriebszeit des Prüfstands und des Triebwerks optimal genutzt werden. Hierfür werden zu Beginn einer Versuchsreihe ein Versuchsplan erstellt und gegebenenfalls bei Vorversuchen einzelne Betriebspunkte vorab eingestellt. Durch die Kopplung der Höhenprüfstands-simulation mit einer Simulation des zu testenden Triebwerks entsteht die Möglichkeit, die Versuchskonfiguration von Prüfstand und Triebwerk vor dem Testbetrieb auf deren Leistungsfähigkeit zu untersuchen und gegebenenfalls Anpassungen durchzuführen. Die Simulation bietet hierbei den besonderen Vorteil, auch kritische Betriebspunkte einstellen zu können, ohne das reale Triebwerk oder den Höhenprüfstand zu gefährden. Der Einsatz einer Simulation kann somit wesentlich zu einer optimalen Versuchsdurchführung und zur Kostenersparnis beitragen.

2 Überblick über die betrachtete Versuchseinrichtung

Der Höhenprüfstand des Instituts für Luftfahrtantriebe dient der Untersuchung von Triebwerken, Triebwerkskomponenten und Kolbenflugtriebwerken unter Höhenbedingungen. Darüber hinaus kann der Prüfstand zur Untersuchung von Antriebseinheiten und deren Komponenten aus dem Gebiet der Kraftfahrzeugtechnik genutzt werden. In den folgenden Ausführungen werden stellvertretend für die genannten Versuchsträger ausschließlich Triebwerke betrachtet. Die Aufgabe des Prüfstands besteht in der Bereitstellung des Totaldrucks p_{t1} und der Totaltemperatur T_{t1} am Triebwerkseintritt sowie des Umgebungsdrucks p_0 am Triebwerksaustritt unter Einhaltung eines geforderten Massenstroms \dot{m} . In Abb. 1 ist der Aufbau eines Triebwerks in einer Prü fzelle schematisch dargestellt.

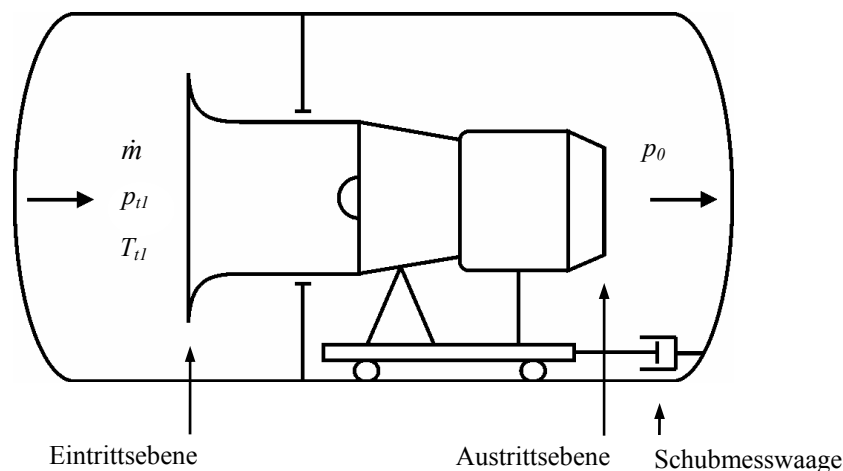


Abb. 1: Triebwerk in der Prü fzelle

Für den Betrieb der Prü fzelle stehen im Höhenprüfstand zehn Wärmetauscher, zwei Kühlturbinen, fünf Verdichter und mehr als 70 Klappen zur Verfügung. Ein Fliehkraftabscheider schützt das Triebwerk vor Fremdkörpern wie Ruß, Rost, Flüssigkeitströpfchen und Eis. Des Weiteren verfügt der Prüfstand über Systeme zur Bereitstellung von Kühlwasser, Sole, Dampf, Öl und Treibstoff. Weiterführende Informationen zu den Elementen des Höhenprüfstands können [12], [11] und [17] entnommen werden.

Für die Einstellung der geforderten Ein- und Austrittsbedingungen am Triebwerk ist es notwendig, die Elemente des Prüfstands in unterschiedlichen Konfigurationen zusammenzuschalten. Zur Erläuterung der Funktionsweise des Prüfstands und dessen

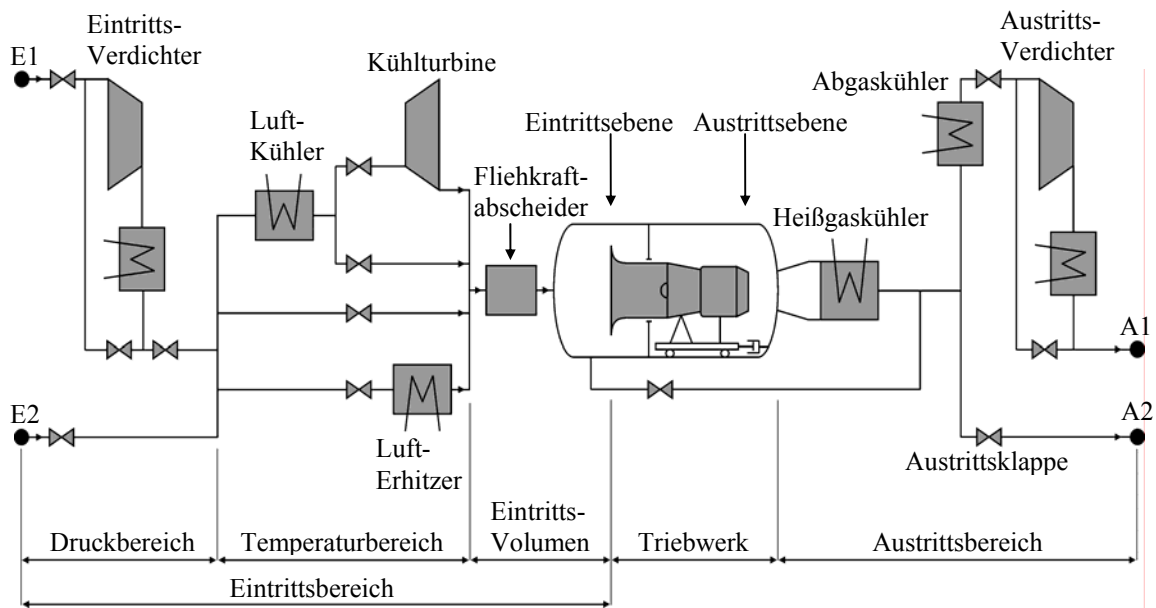


Abb. 2: Vereinfachtes Schema des Höhenprüfstands

Möglichkeiten wird eine Unterteilung in mehrere Bereiche vorgenommen. In Abb. 2 wird ein vereinfachtes Schema des Höhenprüfstands mit der Benennung dieser Bereiche gezeigt. Der *Eintrittsbereich* unterteilt sich in die Abschnitte *Druckbereich*, *Temperaturbereich* und *Eintrittsvolumen*. Hieran schließt sich das *Triebwerk* in der Prüfzelle und als letztes der *Austrittsbereich* an. Basierend auf den möglichen Eckdaten für die Zustandsgrößen an Triebwerkeintritt und Triebwerksaustritt lassen sich vier Konfigurationen für den Weg der Luft durch den Eintrittsbereich und zwei Konfigurationen für den Austrittsbereich unterscheiden. Soll das Triebwerk bei einer hohen Eintrittstemperatur betrieben werden, so tritt die Luft an einem der Eintrittspunkte aus der Umgebung in den Prüfstand ein und strömt über den Lufterhitzer in das Eintrittsvolumen zur Eintrittsebene des Triebwerks. Soll hingegen eine niedrige Eintrittstemperatur am Triebwerk eingestellt werden, so werden anstelle des Lufterhitzers der Luftkühler und ggf. die Kühlturbinen durchströmt. Die Wahl des Eintrittspunktes ist vom geforderten Druckniveau am Triebwerkeintritt abhängig. Bei einem hohen Eintrittsdruck wird die Luft vom Verdichter über den Eintrittspunkt E1 angesaugt und auf das geforderte Druckniveau angehoben. Soll das Triebwerk bei einem niedrigen Eintrittsdruck betrieben werden, so tritt die Luft über den Eintrittspunkt E1 aus der Umgebung in den Prüfstand ein. Die zwei Konfigurationen für den Austrittsbereich hängen vom Niveau des am Triebwerksaustritt geforderten Drucks ab. Besteht die Forderung, einen Druck am Triebwerksaustritt unterhalb des Umgebungsdruckes einzustellen, so strömt die Luft hinter dem Triebwerk durch Heißgas- und Abgaskühler, wird vom Austrittsverdichter angesaugt und nach einem Zwischenkühler durch den Austrittspunkt A1 in die Umgebung abblasen. Soll das Triebwerk hingegen bei einem höheren Austrittsdruck betrieben werden, so strömt die Luft hinter dem Triebwerk über den Heißgaskühler direkt zur Austrittsklappe und über den Austrittspunkt A2 in die Umgebung. Für die Anwendung eines Regelungsprogramms auf den Prüfstandsbetrieb wird das vereinfachte Schema des

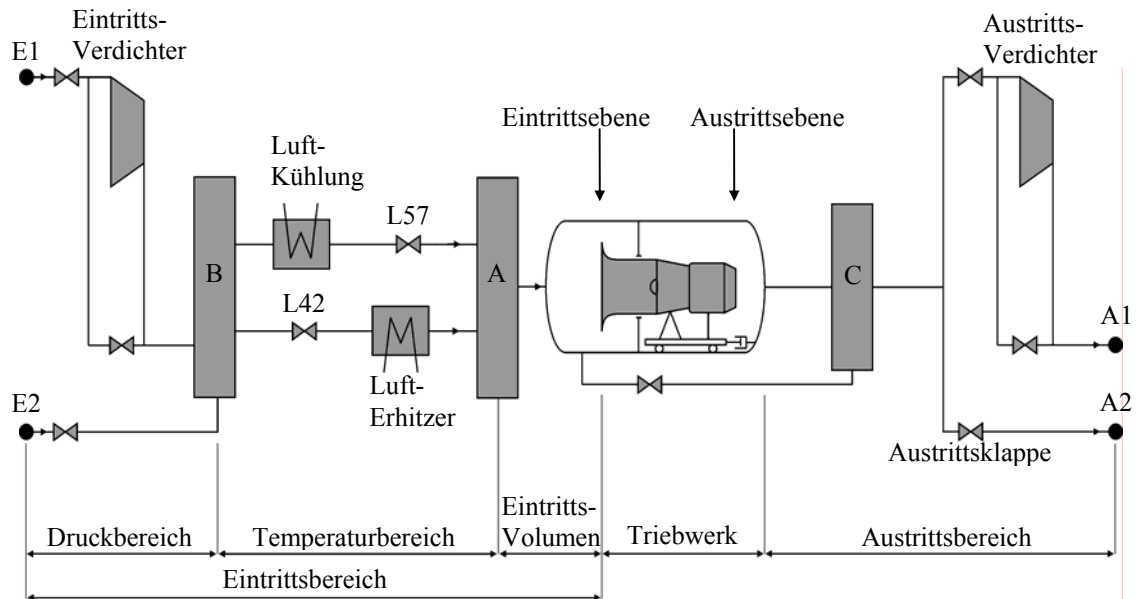


Abb. 3: Ersatzschema des Höhenprüfstands

Höhenprüfstands in Abb. 2 in das Ersatzschema in Abb. 3 überführt. Da es sich beim Fliehkraftabscheider, der Beruhigungskammer vor dem Triebwerk und den Rohrleitungen um Elemente mit den gleichen physikalischen Eigenschaften bei unterschiedlicher Geometrie handelt, können diese zur Optimierung der Rechenzeit und des Speicherbedarfs in den Druckräumen *A*, *B* und *C* zusammengefasst werden. Die in Abb. 2 durch Linien dargestellten Rohrleitungen zwischen den Elementen werden durch diese Maßnahme auf masse- und volumenlose Verbindungslinien ohne physikalische Eigenschaften reduziert. Die Stellorgane des Höhenprüfstands beschränken sich auf eine kleine Auswahl von Klappen, die die Verbindungen zu Kühlturbinen, Wärmetauschern und Druckräumen teilweise oder vollständig freigeben. Für die Bereitstellung der am Triebwerkeintritt geforderten Temperatur werden ein heißer und ein kalter Luftstrom gemischt. Diese Luftströme werden zuvor in Lufterhitzer und Luftkühler auf bestimmte Temperaturniveaus angehoben bzw. abgesenkt. Anhand der geforderten Mischungstemperatur wird die Aufteilung in heißen und kalten Massenstrom errechnet. Aus den Massenströmen ergeben sich die Druckverluste und hieraus wiederum die einzustellenden Öffnungswinkel der Klappen *L42* vor Lufterhitzer bzw. *L57* nach Luftkühler. Die Einstellung der geforderten Drücke an Eintritt und Austritt des Triebwerks erfolgt ebenfalls über die vom Regelungsprogramm berechneten Öffnungswinkel dieser Klappen. Hierbei können sowohl die Verbindungen zu den Druckräumen *A*, *B* und *C* teilweise oder vollständig freigegeben als auch ein Bypass um die Prüfzelle zu- oder abgeschaltet werden. Der Druck in den Druckräumen wird über die fünf Verdichter eingestellt, von denen zwei über verstellbare Leitschaukeln verfügen. Die Verdichter werden in Reihe oder parallel geschaltet und wahlweise als Eintrittsverdichter zum Aufstauen vor dem Triebwerk oder als Austrittsverdichter zum Absaugen hinter dem Triebwerk eingesetzt. Der Prüfstand kann hierbei sowohl im reinen Stau- oder Saugbetrieb als auch in einem kombinierten Mischbetrieb verwendet werden. Bei Triebwerksversuchen werden neben stationären Betriebspunkten

Beschleunigungen und Verzögerungen des Triebwerks bei möglichst konstanten Flugbedingungen getestet. Um den hieraus resultierenden variablen Massenstrombedarf bereitstellen zu können, muss der Prüfstand instationär betrieben werden. Zu diesem Zweck wird neben einem Regelungsprogramm für den überwiegend stationären Betrieb eine erweiterte Version für den Betrieb bei Triebwerksbeschleunigungen bzw. Triebwerksverzögerungen eingesetzt. Diese Version beinhaltet zusätzlich Charakteristiken des jeweiligen Triebwerks mit der Dokumentation des Massenstromparameters aufgetragen über dem Drehzahlparameter, woraus sich letztlich der geänderte Bedarf des Massenstroms ergibt. Weitere Erläuterungen zur Regelung befinden sich in [16], [18] und [71]. Weiterführende Informationen zur Funktion sowie zu den Betriebsgrenzen des Prüfstands und seiner Elemente sind in [12] und [17] dokumentiert.

Für die Überwachung und Steuerung des Prüfstands stehen 500 Messwerte, sowie die Anzeige der Klappenstellungen und der Leitschauflerstellung bei zwei der Höhenprüfstandsverdichter zur Verfügung. Hinzu kommen weitere Werte für Kühlsystem, Dampfsystem, Ölsystem und sonstige für den Betrieb notwendige Systeme. Sämtliche Daten werden in einem Leitstand zusammengeführt, archiviert und durch Betriebspersonal überwacht. Einige Systeme werden durch Regelungs- und Schutzprogramme automatisiert betrieben und überwacht. Da der Prüfstand auf den störungsfreien Betrieb der Verdichter angewiesen ist, sind Systeme zum Schutz und zur Überwachung dieser Komponenten von besonderem Interesse. Schnelle Laständerungen des Triebwerks können zu schnellen Änderungen der Betriebspunkte der Verdichter führen. Um einen pumpfreien Betrieb der Verdichter zu gewährleisten, sind diese mit hydraulisch angetriebenen Klappen in einer Bypassleitung ausgestattet. Eine Pumpverhütungsregelung öffnet vor Erreichen der Pumpgrenze mit Hilfe der Klappen gezielt die Bypassleitungen, um die entsprechenden Verdichter zu entlasten. Mit dieser Regelung wird ein Arbeiten unterhalb eines zuvor eingestellten Abstands von der nominalen Pumpgrenze ermöglicht. Der Betrieb des Prüfstands wird hierbei nicht unterbrochen. Sollte dennoch ein Pumpstoß auftreten, so öffnet ein zusätzlich überlagerter Pumpschutz schlagartig die Bypassleitung. Die erforderliche Messtechnik ist von der Messtechnik der Pumpverhütung unabhängig und wird einzig für den Pumpschutz eingesetzt. Im Gegensatz zur Pumpverhütung wird beim Eingreifen des Pumpschutzes der Betrieb des Prüfstands automatisch unterbrochen. Eine Optimierung der Pumpverhütungsregelung würde es ermöglichen, näher an die Pumpgrenze der Verdichter heranzufahren zu können und/ oder ein Eingreifen des Pumpschutzes zu vermeiden. Dies würde zu einer besseren Ausnutzung des Leistungsvermögens bei gleichzeitiger Erhöhung der Zuverlässigkeit im Betrieb des Höhenprüfstands beitragen.

3 Stand der Technik

Als Grundlage für eine Optimierung der Pumpverhütungsregelung als auch der für den Betrieb des Höhenprüfstands eingesetzten Regelstrategien, muss ein tiefer gehendes Verständnis für das Betriebsverhalten des Prüfstands und seiner Komponenten erlangt werden. Es gilt, die physikalischen Vorgänge im vorliegenden durchströmten System bestehend aus Turbomaschinen, Wärmetauschern, Rohren und Klappen zu erfassen und ausreichend genau abzubilden. Auf Grund der hohen wärmespeichernden Massen der Prüfstandskomponenten darf hierbei die zeitabhängige Änderung der Strukturtemperatur in Folge der Wärmeübertragung zwischen Arbeitsgas und Struktur nicht vernachlässigt werden. Da Pipelines und Kraftwerke größtenteils aus den gleichen Komponenten aufgebaut sind, liegt es nahe, die dort verwendeten Werkzeuge für Auslegung, Betrieb und Überwachung genauer zu untersuchen und hieraus eine mögliche Anwendbarkeit der Methoden auf die Abbildung des Höhenprüfstands abzuleiten. Ferner stehen aus dem Fachgebiet der luftdurchströmten stationären und fliegenden Gasturbinen zahlreiche Abhandlungen zur Verfügung, welche sich mit den Wärmebilanzen in den Strukturen und den Änderungen der Zustandsgrößen des Arbeitsgases befassen. Zusammenfassend sind die Leistungsrechnungsverfahren für Triebwerke, Simulationsverfahren für Gasturbinen i. allg., Funktionsgeneratoren und kommerzielle Netzwerklöser als mögliche Werkzeuge zu nennen. Hierin können neben Kennfeldern und analytisch lösbaren Gleichungen auch Zustandsraummodelle und dynamische Modelle auf der Basis von Differentialgleichungen zum Einsatz kommen.

Im Rahmen der Leistungsrechnung wird bei den Syntheseverfahren das Triebwerk in seine Komponenten aufgeteilt und die in ihnen ablaufenden Vorgänge in Berechnungsmodulen erfasst. In den Ebenen zwischen den Komponenten werden der Totaldruck, die Totaltemperatur, die Fluidzusammensetzung und der Massendurchsatz bestimmt. Die Berechnungen und Kopplungen erfolgen unter Verwendung der Erhaltungsgleichungen für Masse und Energie. Auf Grund der wechselseitigen Abhängigkeit der Komponenten ist eine iterative Berechnungsweise erforderlich ([55], [82]). Das Durchsatzverhalten sowie die Zustandsänderung über eine Komponente hinweg werden mit Hilfe von analytischen Gleichungen oder Ähnlichkeitskennfeldern bestimmt ([15], [42], [55], [67]). Zur Abschätzung der instationären Effekte im Triebwerk wurde bereits von Bauerfeind und Thomson ([6], [83]) das Zeitverhalten der Turbokomponenten mittels halbempirischer Ansätze modelliert. Ein modularer Aufbau, wie er auch in [82], [5] und [36] zur Anwendung kommt, gewährleistet eine hohe Flexibilität in der Anwendung sowie die einfache Erweiterbarkeit der Verfahren.

Nach Leistungsberechnungsverfahren zur Ermittlung des stationären Betriebsverhaltens von Turboflugtriebwerken ([38], [30], [15], [78], [75]) folgten bald die ersten instationären Leistungsberechnungsverfahren ([72], [73]), die die Volumenauffüllvorgänge mit Hilfe von zwischen den Triebwerkskomponenten angeordneten Speichern berücksichtigten. In [59] wird ein Überblick über die bis 1983 entwickelten Methoden zur Simulation des transienten Betriebsverhaltens von Triebwerken und stationären Gasturbinen gegeben. Die Anforderungen an eine Simulation werden bereits von Saravanamuttoo und Fawke [69] mit Flexibilität, Genauigkeit, Anwenderfreundlichkeit und Reproduzierbarkeit der Ergebnisse formuliert. Ergänzend hierzu wird in [21] auf die Notwendigkeit für Kompromisse zwischen Rechengeschwindigkeit, Echtzeitfähigkeit und Genauigkeit hingewiesen. Des Weiteren muss in einer Simulation die numerische Stabilität der Berechnungen gewährleistet sein. Deutliche Fortschritte werden hierbei mit Lösungsverfahren erzielt, welche sich durch ihre Unabhängigkeit von der vom Anwender vorgegebenen Schrittweite und durch ihre Eignung zur Lösung steifer Differentialgleichungssysteme mit stark unterschiedlichen Zeitkonstanten auszeichnen ([45], [73], [32]). Im Folgenden werden diverse Veröffentlichungen hinsichtlich der Anwendbarkeit der verwendeten Methoden auf die Abbildung des Höhenprüfstands untersucht.

In [29], [58] und [50] werden Methoden zur Modellierung und Berücksichtigung des Einflusses der Spitzenspaltänderung auf das Betriebsverhalten eines Triebwerks erstellt. Zwar ist die Wärmeausdehnung der Komponenten für die Simulation des Höhenprüfstands von geringer Bedeutung, jedoch stellt die modellierte Wärmeübertragung zwischen Arbeitsgas und Struktur den gleichen physikalischen Vorgang dar. Das in [58] und [50] verwendete Leistungssyntheseprogramm *RRAP* beschreibt die Änderung der inneren Energie der Struktur basierend auf dem 1. Hauptsatz der Thermodynamik durch

$$\frac{dU}{dt} = m \cdot c_p \cdot \frac{dT_{Str}}{dt} = -\alpha_{Gas} \cdot A_{Gas} \cdot (T_{Str} - T_{Gas}), \quad (1)$$

woraus sich für das zeitabhängige Verhalten der Strukturtemperatur

$$\tau \cdot \frac{dT_{Str}}{dt} + T_{Str} = T_{Gas} \quad (2)$$

ergibt. Die Zeitkonstante τ hängt hierin von der Wärmekapazität der Struktur, der Wärmeübergangszahl und der wärmeübertragenden Fläche ab. Diese Gleichung wird für eine sprunghafte Änderung in der Gastemperatur mit einem exponentiellen Verlauf gelöst. Ziel ist die Bestimmung des Temperaturunterschieds im Arbeitsgas innerhalb eines Zeitschrittes. Die hierfür folgenden Berechnungen werden iterativ durchgeführt. Hinsichtlich der angestrebten Echtzeitfähigkeit der Berechnungsverfahren zur Abbildung des Höhenprüfstands soll auf zeitaufwändige Iterationen verzichtet werden. Der Ansatz nach den Gleichungen (1) und (2) kann hingegen für die Modellierung der Wärmeübertragung herangezogen werden.

Die Leistungsberechnung in [58] und [50] erfolgt iterativ entlang eines Stromfadens durch das Triebwerk bis die Erhaltungsgleichungen für Masse und Energie erfüllt sind. Bei diesem Vorgehen wird die im Prüfstand mögliche Rückströmung jedoch nicht abgebildet.

Die in Gleichung (1) enthaltenen Grundgesetze der Wärmeübertragung werden auch in [82] zur Bestimmung der instationären Wärmeleitung in Triebwerken verwendet. Neben der berechneten Wärmeübertragung zwischen Struktur und Fluid wird darüber hinaus der Einfluss des Volumenaufstaus basierend auf der Beziehung

$$V \cdot \frac{d\rho}{dt} = \dot{m}_{Ein} - \dot{m}_{Aus} \quad (3)$$

in den Erhaltungsgleichungen der Fluidströme der einzelnen Komponenten berücksichtigt. Da sich der Druck mit Schallgeschwindigkeit ausbreitet, wird angenommen, dass im jeweiligen Kontrollvolumen ein homogenes Druckniveau herrscht. Aus der Energiegleichung ergibt sich eine homogene mittlere Temperatur für das Volumen. Die Zustandsänderungen über eine Komponente hinweg werden mit Hilfe von analytischen Gleichungen oder mit Kennfeldern ermittelt, welche das Betriebsverhalten in geeigneter Form beschreiben. Die Berechnung der Zustandsgrößen im Triebwerk erfolgt entlang eines Stromfadens. Die notwendigen Iterationen werden wahlweise mit Hilfe der Newton-Raphson-Methode oder mit ineinander verschachtelten Iterationsschleifen durchgeführt. Der Ansatz zur Berücksichtigung des Volumenaufstaus, der Einsatz von Kennfeldern und die Annahme homogener Zustandsgrößen im Fluidvolumen sind für die Abbildung des Höhenprüfstands geeignet. Analog zu [58] und [50] erlaubt die Berechnung entlang eines Fluidstroms jedoch nicht die Berücksichtigung der im Prüfstand möglichen Rückströmung. Darüber hinaus muss anstelle der Iteration ein weniger aufwändiges Verfahren zur Lösung der Gleichungen bestimmt werden.

In [68] wird ein weiterer Ansatz zur Modellierung der stationären und instationären Wärmeübertragung zwischen Gas und Struktur verfolgt. Die Wärmeübertragungsvorgänge werden entsprechend der Methode der Leistungsberechnung mit Kennfeldern erfasst. Mit Hilfe dieser Kennfelder wird ein stationärer Wärmeanteil in Abhängigkeit von der Biot-Zahl und ein instationären Anteil zusätzlich in Abhängigkeit von der Fourier-Zahl bestimmt. Der Einfluss der Wärmeübertragung auf die Änderung der Zustandsgrößen im Gas wird in den Berechnungsmodulen der Komponenten berücksichtigt. Da die zeitabhängigen Bauteiltemperaturen in diesem Verfahren nicht benötigt werden, entfällt die i. allg. sehr rechenzeitintensive Integration des gekoppelten Differentialgleichungssystems zur Berechnung der Bauteiltemperaturen. Die zur Ermittlung der Kennfeldparameter erforderlichen Wärmeübergangszahlen werden mit Nusseltkorrelationen aus den Zustandsgrößen des Gases bestimmt. Da bei der Abbildung des Höhenprüfstands eine Vielzahl einzelner Strukturen zu berücksichtigen ist, würde eine Kennfelddarstellung wie sie in [68] angewandt wird zu umfangreichen Interpolationen und somit zu einem hohen Zeitaufwand in den Berechnungen führen. Die Bestimmung der Wärmeübergangszahlen kann hingegen analog zu [68] mit Hilfe der Nusseltkorrelationen durchgeführt werden. Die von der Zeit abhängigen Drehzahländerungen der Wellen werden in [68] durch Differentialgleichungen abgebildet und mit einem Runge-Kutta-Verfahren, welches um eine Schrittweitensteuerung erweitert wurde, integriert. Für die Modellierung des Höhenprüfstands werden zwar keine Drehzahländerungen abgebildet, jedoch kann die Anwendung einer

Schrittweisensteuerung zu einer schnelleren Lösung eines zur Abbildung der zeitabhängigen Vorgänge im Prüfstand aufgestellten Differentialgleichungssystems beitragen.

Staudacher [77] nutzt die Methode der Kennfelddarstellung in der Untersuchung der Wechselwirkung zwischen sekundärem Luftsystem und thermodynamischem Arbeitsprozess ziviler Triebwerke. Die Schnittstellen zwischen Luftsystem und Gaskanal stellen hierin die Abzapfstellen an den Verdichtern und die Zumischstellen an den Turbinen dar. Zur Berechnung der Zustände an den Schnittstellen wurden Kennfelder verwendet, die nach Auswertung eines umfangreich instrumentierten Triebwerksversuchs erstellt wurden. Das Verfahren zur Berechnung des Verhaltens des sekundären Luftsystems ist auf beliebige Triebwerkstypen anwendbar und stellt eine hilfreiche Erweiterung der Leistungsberechnungsverfahren dar. Der Einsatz dieses Verfahrens zur Abbildung des Höhenprüfstands erfordert jedoch, analog [77], eine umfangreich Instrumentierung des Prüfstands und eine aufwändige Auswertung der Messwerte. Des Weiteren können die instationären Zustandsänderungen im Höhenprüfstand nicht mit dem in [77] vorgestellten Verfahren zur Berechnung und Analyse des stationären Betriebsverhaltens von Triebwerken abgebildet werden.

Merkler [48] integriert im Leistungsberechnungsverfahren MOPS ([4], [5]) der MTU Aero Engines ein Modul, welches das sekundäre Luftsystem als ein Netzwerk aus Knoten und Leitungen abbildet. Den Leitungen werden die jeweils zutreffenden Druckverlustkorrelationen zugeordnet, während in den Knoten die Erhaltungsgleichungen für Masse und Energie aufgestellt werden. Um eine stabile Lösung des nichtlinearen Gleichungssystems und einen der Leistungsrechnung angepassten Rechenaufwand zu erreichen, wird das System durch drei miteinander kombinierbare Ansätze vereinfacht. Zum einen werden Leitungen, deren Luftmassenströme im Vergleich zu den sonstigen im System befindlichen Massenströmen eine zu vernachlässigende Auswirkung auf das Gesamtsystem haben, nicht berücksichtigt. Ein weiterer Ansatz gewährleistet durch Aufteilung des Luftsystems in mehrere Untersysteme und anschließende separate Berechnung ein günstigeres numerisches Lösungsverhalten. Als dritte Maßnahme werden die durchströmten Leitungen in Reihen- und Parallelschaltungen zusammengefasst. Zur Ermittlung eines neuen Betriebspunktes werden zuerst die Drücke ermittelt und anschließend die Temperaturen korrigiert. Dieser Vorgang wiederholt sich iterativ, bis die für das verwendete Newton-Raphson-Verfahren [54] festgelegten Toleranzen erreicht werden. Während der Berechnung der Untersysteme werden die Zustände an den Rändern, welche die Schnittstellen zu den angrenzenden Untersystemen bilden, als konstant angenommen. Nachdem alle Gleichungen der Untersysteme gelöst wurden findet unter Berücksichtigung der Massenerhaltung eine Iteration zur Berechnung der in den Schnittstellen anliegenden Totaldrücke statt.

Das in [48] vorgestellte Verfahren zur Berechnung eines stationären Betriebspunktes bildet nicht den Einfluss des Volumenaufstaus auf die Zustandsgrößen des Arbeitsgases ab. Folglich ist das Verfahren nicht für die Modellierung des instationären Betriebsverhaltens des Höhenprüfstands geeignet. Dennoch stellt der von Merkle vorgestellte Ansatz einschließlich des iterativen Lösungsverfahrens eine hilfreiche Methode zur Berechnung der Zustandsgrößen

in einem stationären Betriebspunkt des Höhenprüfstands dar. Die Ergebnisse aus diesen Berechnungen können anschließend einem numerischen Verfahren zur Lösung zeitabhängiger Differentialgleichungen als Startwerte zur Verfügung gestellt werden.

Die ersten zwei in [48] genannten Ansätze zur Vereinfachung eines Netzwerkes können in der Abbildung des Höhenprüfstands nicht zur Anwendung kommen. Auf Grund der hohen Komplexität des Prüfstands müssen alle durchströmten Leitungsabschnitte abgebildet werden. Des Weiteren beeinflussen auch nicht durchströmte Abschnitte durch die Speicherwirkung des Volumens das Betriebsverhalten des Höhenprüfstands und dürfen daher nicht vernachlässigt werden. Auf eine aufwändige Aufteilung in mehrere Untersysteme soll verzichtet werden, da sie bei jeder Änderung der geforderten Prüfstandskonfiguration vom Anwender erneut durchgeführt oder zumindest neu bewertet werden müsste. Eine Anwendung des dritten Ansatzes zur Vereinfachung in [48] ist grundsätzlich möglich. Einzelne Leitungsabschnitte in den zusammengefassten Bereichen können allerdings in Abhängigkeit von der jeweiligen Prüfstandskonfiguration variieren. Bei einer Änderung der Konfiguration muss folglich die Zuordnung der zusammengefassten Leitungsabschnitte geprüft und ggf. angepasst werden.

Bereits in [6], [83] und [67] werden Differentialgleichungen innerhalb der Leistungsberechnung zur Berechnung der Bauteiltemperaturen verwendet. Hörl [36] geht noch einen Schritt weiter und bildet zusätzlich zur Temperaturänderung in der Struktur die instationäre Änderung von Druck und Temperatur im Gasvolumen einer Komponente mit Hilfe dieser Methode ab. Er berücksichtigt neben dem Wärmeaustausch zwischen Struktur und Gas auch den Einfluss des Gasaufstaus auf die Zustandsgrößen innerhalb der Triebwerksvolumina. Aus der Verknüpfung der Berechnungsmodule für die einzelnen Triebwerkskomponenten erhält Hörl ein Gleichungssystem zur Beschreibung des Betriebsverhaltens. Ziel der mathematischen Modellierung ist es, eine Basis für die Triebwerksüberwachung und die theoretische Systemanalyse zu schaffen. Um die Anwendung der Modellierung auf diese zwei Aufgaben zu erleichtern, wird das Gleichungssystem in eine Zustandsraumdarstellung für nichtlineare zeitinvariante Systeme überführt und um einen stationären Betriebspunkt linearisiert. Auf diese Weise erhält Hörl ein zeitinvariantes linearisiertes Zustandsraummodell, welches jedoch nur für die Betrachtung von kleinen Abweichungen um den stationären Arbeitspunkt gültig ist. Da beim Höhenprüfstand von einem dynamischen Betrieb in den unterschiedlichsten Betriebspunkten ausgegangen werden muss, stellt das linearisierte Zustandsraummodell keinen geeigneten Lösungsweg zur Abbildung des Betriebsverhaltens dar. Die der Zustandsraumdarstellung zu Grunde liegende Modellierung der Wärmeübertragung und des Gasaufstaus in [36] basiert auf den gleichen Überlegungen wie die Gleichungen (2) und (3) und kann folglich für die Abbildung des Höhenprüfstands verwendet werden.

Hörl stellt außerdem die Methode der Systemidentifikation zur Analyse des statischen und dynamischen Verhaltens eines Systems und zur Entwicklung eines mathematischen Modells vor. Bei dieser experimentellen Modellbildung wird das mathematische Modell aus gemessenen Ein- und Ausgangssignalen des Systems entwickelt. Um die Methode auf den

Höhenprüfstand anwenden zu können, müsste die Messtechnik um zahlreiche Messstellen erweitert und umfangreiche Messungen durchgeführt werden. Des Weiteren gelten die Berechnungen mit dem mathematischen Modell aus der Identifikation nur für den vermessenen Betriebsbereich als vertrauenswürdig. Bei einer Übertragung des Modells auf Bereiche außerhalb des identifizierten Betriebsbereichs kann nicht mehr von einer hinreichend genauen Abbildung des Betriebsverhaltens ausgegangen werden. Die Berechnungsergebnisse verlieren zunehmend an Glaubwürdigkeit, je weiter sich der Betriebspunkt von dem durch Messwerte gesicherten Bereich entfernt. Da die Abbildung des Höhenprüfstands als Grundlage zur Entwicklung und Optimierung von Regelstrategien genutzt werden soll, müssen Berechnungen innerhalb von Betriebsbereichen ausführbar sein, die am Prüfstand aus Sicherheitsgründen nicht angefahren werden können und für die folglich keine Messwerte zur Verfügung stehen. Darüber hinaus sollen theoretische Voruntersuchungen ermöglicht werden, um den Einfluss von Erweiterungen und Modernisierungen auf das Betriebsverhalten abschätzen und analysieren zu können. Die für die Systemidentifikation notwendigen Messwerte können in beiden Fällen nicht zur Verfügung gestellt werden, sodass sich diese Methode für die Abbildung des Höhenprüfstands als ungeeignet erweist.

Auch Nielsen [58] und Moll [50] nutzen die Zustandsraumdarstellung in ihren Untersuchungen. Sie modellieren die thermo-mechanisch bedingten Geometrieänderungen in Triebwerkskomponenten mit Hilfe dieser Methode und nutzen die Ergebnisse, um den Einfluss der Geometrieänderungen auf das thermische Verhalten von Triebwerken zu analysieren. Moll geht hierbei auf ein quasi-nichtlineares Zustandsraummodell über, indem er das nichtlineare Modell stückweise über seinen gesamten Betriebsbereich entlang seiner Betriebslinien linearisiert. Die Berechnungen sind weiterhin nur für kleine Änderungen in der Umgebung des jeweiligen Betriebspunktes zulässig. Hierzu ergänzend lassen sich jedoch Interpolationen zur Berücksichtigung von beliebigen Betriebspunkten durchführen. Die Anwendung der von Moll vorgestellten Methode auf die Abbildung des Höhenprüfstands würde auch hier eine stückweise Linearisierung über den gesamten Betriebsbereich erfordern. Da die Konfiguration des Prüfstands flexibel ist, müsste dieser Vorgang für jede mögliche Konfiguration durchgeführt werden. Die hohe Komplexität des Höhenprüfstands führt zu einer entsprechend hohen Ordnung des entstehenden Zustandsraummodells, sodass ein Rechenaufwand entstehen würde, der mit der Echtzeitfähigkeit der mathematischen Abbildung nicht mehr zu vereinbaren wäre. Somit ist das quasi-nichtlineare Zustandsraummodell für die Modellbildung des Höhenprüfstands nicht geeignet.

Menrath [46] und Hollmeier [37] stellen die Modellbildung durch Zustandsraumdarstellung als mögliche Grundlage für die Überwachung und Beurteilung von Antriebssystemen sowie für die Auslegung von Triebwerksregelungssystemen vor. Hollmeier weist jedoch ausdrücklich darauf hin, dass die Entwicklung von Triebwerksreglern wesentlich höhere Ansprüche bezüglich Genauigkeit und Zeitschrittweite und somit an die Echtzeitfähigkeit einer Simulation stellt als die Untersuchung von Flugeigenschaften. Es muss daher in Abhängigkeit von der Regelaufgabe festgelegt werden, welche Systeme und Untersysteme

simuliert werden sollen. Um beim Höhenprüfstand entscheiden zu können, ob oder in welchem Umfang eine Unterteilung in Subsysteme sinnvoll ist, müssen zunächst das Betriebsverhalten des Gesamtsystems und die Wechselwirkungen zwischen den Komponenten untersucht werden. Das für Regelungssysteme benötigte linearisierte Zustandsraummodell ist für die Abbildung des dynamischen Betriebsverhaltens des Gesamtsystems auf Grund der bereits genannten Komplexität und Flexibilität des Höhenprüfstands nicht geeignet. Es ist jedoch sinnvoll, in zukünftigen und weiterführenden Untersuchungen und ggf. basierend auf Erkenntnissen aus der Gesamtsimulation die Eignung des Zustandsraummodells neu zu bewerten.

Bogner [10] baut auf [46] und [36] auf und stellt eine Weiterentwicklung von stationären und dynamischen Diagnosemodellen für den Einsatz in Fluggasturbinen vor. Hierin wurden Modelle zur stationären und dynamischen Triebwerksüberwachung identifiziert und mit einer experimentellen Simulation von Triebwerksstörungen validiert. Auf der Grundlage der thermodynamischen Erhaltungssätze, des Komponentenverhaltens und der gasdynamischen Stoffgesetze wurde ein nichtlineares stationäres Triebwerksmodell erzeugt. Hieraus konnte unter Berücksichtigung von dynamischen Termen für die Energiespeicherung in den Rotoren, für den Gasaufstau und die instationäre Verbrennung ein nichtlineares dynamisches Triebwerksmodell abgeleitet werden. Anschließend wurde das Modell durch Linearisierung und Reduktion der Ordnung vereinfacht. Basierend auf der Annahme, dass bei der Simulation von Triebwerksstörungen nur kleine Brennstoffmassenströme zu erwarten sind, wurde das Übertragungsverhalten des Triebwerks durch ein Modell 2. Ordnung angenähert und in Zustandsraumdarstellung formuliert. Die Eignung des Modells für die stationäre als auch dynamische Diagnose von Triebwerksstörungen wurde mit Hilfe von Verfahren zur experimentellen Systemidentifikation nachgewiesen. Im Modell für die dynamische Triebwerksüberwachung wurden hierbei nur die relevanten Bauteilkenngößen berücksichtigt. In einem Ausblick weist Bogner darauf hin, dass eine dynamische Diagnose für den Einsatz in Fluggasturbinen den gesamten Betriebsbereich abdecken muss und somit die Entwicklung nichtlinearer Modelle erfordert, die in Echtzeit betrieben werden müssen.

Die Modellbildung des Höhenprüfstands erfordert ebenso die Entwicklung eines nichtlinearen Modells, welches den gesamten Betriebsbereich abbildet und dessen Berechnungen den Anforderungen der Echtzeitfähigkeit genügen. Die in [10] vorgestellten Modelle genügen diesen Anforderungen analog den Ausführungen zu [46] und [37] jedoch nicht.

Die Gleichungen und Lösungsverfahren der betrachteten Leistungsrechnungsprogramme ([5], [36], [50], [58], [82], ...) folgen der Berechnung entlang eines Stromfadens von „links nach rechts“ durch das Triebwerk. Im Höhenprüfstand können jedoch Rückströmungen auftreten, die mit Berechnungen einzig entlang der Hauptströmungsrichtung nicht abgebildet werden. Die Strukturen der Gleichungen und Lösungsverfahren können folglich nicht direkt aus den Leistungsrechnungsprogrammen auf die Modellbildung des Höhenprüfstands übertragen werden.

Eine weitere Möglichkeit zur Abbildung des Betriebsverhaltens von Triebwerken wird durch den Einsatz von Funktionsgeneratoren geschaffen. Hierbei wird das stationäre und instationäre Betriebsverhalten einzelner Komponenten in charakteristischen ähnlichkeitsgerechten Kennlinien aufgetragen, die während der Simulation ausgewertet werden. Diese Funktionsgeneratoren müssen jedoch vorher bekannt sein und aus Experimenten oder mit Hilfe der Leistungssyntheserechnung theoretisch bestimmt werden. Hollmeier [37] wendet das Verfahren an, um eine dynamische Echtzeitsimulation für das Betriebsverhalten eines Antriebs für ein Hyperschallflugzeug zu erstellen. Er erzeugt separate Kennlinien für das stationäre Verhalten im regulären Betrieb, für die Abweichungen vom regulären stationären Betriebsverhalten und für das dynamische Betriebsverhalten. Zur Berücksichtigung zusätzlicher Verstelleinrichtungen oder der Auswirkung von Triebwerksstörungen werden Korrekturkennlinien für die stationären Funktionsgeneratoren verwendet. Eine Korrektur des instationären Betriebsverhaltens erfolgt nicht. Den unabhängigen Parameter, über dem die reduzierten Prozessgrößen abgelegt werden, bildet die reduzierte Hochdruckdrehzahl des Triebwerks. Das Betriebsverhalten des Nachbrenners wird wie in der Syntheserechnung durch Massen-, Energie- und Impulserhaltung beschrieben. Die zu diesen Berechnungen nötigen Eintrittszustandsgrößen werden mit Funktionsgeneratoren ermittelt. Die Auswertung der stationären Funktionsgeneratoren kann allerdings nicht ohne Iteration erfolgen.

Kotulla [40] nutzt die Methode der Funktionsgeneratoren zum Aufbau eines echtzeitfähigen Simulationsmodells für Energieversorgung und Antrieb einer Leichter-als-Luft-Höhenplattform. Alle Kenngrößen der als Energieversorger eingesetzten Gasturbinen werden hierin in Abhängigkeit des Drehzahlparameters beschrieben. Die stationären und instationären Funktionsparameter werden in Tabellen über dem Drehzahlparameter abgelegt. Die Werte entsprechen den Ergebnissen eines voll thermodynamischen Modells für äquivalente Betriebspunkte. Korrekturterme werden mit Hilfe der Ergebnisse aus Berechnungen mit einem Leistungssyntheseprogramm gebildet.

Aus beiden Anwendungsbeispielen ([37], [40]) wird deutlich, dass für den Einsatz von Funktionsgeneratoren das Betriebsverhalten der abzubildenden Komponente bereits aus Messungen oder Syntheserechnungen bekannt sein muss. Wie bereits bei der Methode der Systemidentifikation [36] erläutert, liegen diese Daten für den Höhenprüfstand nicht vor und könnten auch nur unter unverhältnismäßig hohem Kosten- und Arbeitsaufwand zur Verfügung gestellt werden. Der Einfluss von abnormen oder schwerwiegenden Störungen auf das stationäre und instationäre Betriebsverhalten könnte dennoch nicht abgebildet werden, da diese Störungen aus sicherheitstechnischen Gründen und zum Schutz der Komponenten nicht am Prüfstand erzeugt werden können. Des Weiteren lassen sich Funktionsgeneratoren nur zur Abbildung der Turbomaschinen des Höhenprüfstands verwenden. Für diese sollen jedoch bereits ähnlichkeitsgerechte Kennfelder genutzt werden. Auf die sonstigen Komponenten des Höhenprüfstands lässt sich die Methode nicht übertragen, da das Betriebsverhalten und die Konfiguration nicht nur von der Triebwerksdrehzahl sondern auch von den Regelungssystemen des Prüfstands beeinflusst werden. Folglich kann der Drehzahlparameter nicht als unabhängiger Parameter herangezogen werden. Darüber hinaus kann eine Änderung

der Betriebsstrategie, wie das An- oder Abschalten eines Verdichters, die Konfiguration des Prüfstands verändern, wodurch die Funktionsgeneratoren ihre Gültigkeit verlieren würden. Um dem entgegen wirken zu können, müsste ein umso höherer Aufwand zur Erzeugung der Funktionsgeneratoren betrieben werden, da für jedes neue Triebwerk und für jede mögliche Konfiguration ein Satz von Kennlinien erstellt werden müsste, der den stationären und instationären Betriebsbereich vollständig abdeckt. Sowohl in [37] als auch in [40] sind innerhalb der Simulation Iterationen notwendig, welche übertragen auf die Simulation des Höhenprüfstands auf Grund der hohen Komplexität der Anlage zu einem unverhältnismäßig hohen Anstieg der Rechenzeit führen und somit die Echtzeitfähigkeit in Frage stellen würden. Die Funktionsgeneratoren sind folglich nur in sofern zur Abbildung des Betriebsverhaltens des Höhenprüfstands geeignet, da bereits ähnlichkeitsgerechte Kennfelder für Turbomaschinen zur Verfügung stehen.

Mit GSP wird 1995 von Visser ein Programm zur Simulation des stationären und instationären Verhaltens von Gasturbinen vorgestellt [87]. Das Programm baut auf dem Programm DYNGEN [75] auf, verfügt jedoch über stabilere und schnellere numerische Berechnungen und eine komfortablere Bedienungsoberfläche. Es soll sowohl der Echtzeitsimulation als auch der Leistungsanalyse von Triebwerken dienen. Die Echtzeitfähigkeit ist besonders für die Verwendung der Simulation in einem Flugsimulator und hierin zur Entwicklung von Flugregelungssystemen von Bedeutung. GSP wird neben der Analyse von Maschinenfehlfunktionen und von Einflüssen bedingt durch die Alterung der Komponenten vor allem zur Untersuchung von Regler-Fehlfunktionen eingesetzt. Bei GSP werden anstelle der bislang verwendeten linearen Modelle [75] aus Systemidentifikationen nichtlineare Modelle zur Abbildung der thermodynamischen Vorgänge eingesetzt. Die Simulation basiert auf eindimensionalen Modellierungen der thermodynamischen Prozesse in Verbindung mit Kennfeldern für das stationäre Verhalten der Komponenten. Die Gaseigenschaften werden über den Strömungsquerschnitt gemittelt. Der Ausgang einer vorangehenden Komponente bildet den Eingang der folgenden Komponente, wodurch sich eine richtungsorientierte Vorgehensweise bei der Berechnung ergibt. Bei der Simulation einer Transienten werden basierend auf den Erhaltungssätzen für Energie und Masse zeitabhängige Differentialgleichungen aufgestellt, die sowohl Wärmeübertragung als auch Volumeneffekte berücksichtigen. Die Lösung der Differentialgleichungen erfolgt mit dem Newton-Raphson-Verfahren [66] sowie über eine modifizierte Euler-Methode [66]. Die Aktualisierung der Jakobimatrix wird durch die Verwendung der Methode nach Broyden [20] durchgeführt, wodurch sich die Rechenzeit signifikant reduzieren lässt. Die Lösung der Gleichungen repräsentiert in jedem Zeitschritt einen quasistationären Betriebspunkt. Nach fortwährenden Weiterentwicklungen entsteht mit GSP ein Programm, mit dessen Hilfe die Lebensdauer der Komponenten einer Gasturbine genauer bestimmt [84], fehlerhafte Komponenten detektiert [89] und die Auswirkungen von Wartungsarbeiten auf die Leistung der Gasturbine berechnet und bewertet werden können [90]. Zur Verbesserung der Anwenderfreundlichkeit wurde das Programm an eine graphische Benutzeroberfläche gekoppelt [88] mit deren Hilfe sich Gasturbinen komponentenweise aus einer Modulbibliothek zusammensetzen lassen.

Durch die richtungsorientierte Vorgehensweise der Berechnungen ist das Programm für die Abbildung des Höhenprüfstands nicht geeignet. Jedoch kann GSP Anregungen für eine Weiterentwicklung der Simulation des Höhenprüfstands in Bezug auf die Verwendung einer graphischen Benutzeroberfläche geben. Da das Programm noch nicht industriell eingesetzt wird, können eine eingehende Prüfung und Bewertung derzeit nicht vorgenommen werden.

Zeitgleich zur Entwicklung von GSP wird bei Sverdrup Technology mit ATEC [32] ein Programm zur Simulation des transienten Verhaltens von Gasturbinen erstellt. Das dynamische Verhalten der einzelnen Komponenten wird durch ein eindimensionales zeitabhängiges mathematisches Modell abgebildet. In Kontrollvolumina werden die Gleichungen zur Erhaltung von Masse, Impuls und Energie aufgestellt. Wärmeströme in das Fluid des Kontrollvolumens werden in der Energiegleichung berücksichtigt. Die Wärmeübertragung wird in den Komponenten Verdichter, Brennkammer und Turbine berechnet, wobei von einem gegen die Umgebung adiabaten System ausgegangen wird. Zur Ermittlung der konvektiv übertragenen Wärmemenge zwischen Gas und Struktur wird eine mittlere Gastemperatur verwendet. Die Temperatur im Material der jeweiligen Komponente wird als homogen angenommen. Die Wärmeübergangszahl wird vom Anwender für jede Komponente als Konstante vorgegeben. Für die Lösung der dynamischen Gleichungen stehen ein impliziter und ein expliziter Lösungsalgorithmus zur Verfügung. Um die Effizienz der computergestützten Berechnungen zu erhöhen, wurde eine Routine zur Wahl einer variablen Schrittweite entwickelt und im Programm implementiert. Anhand der Gradienten der abhängigen Größen und der Wahl der Schrittweite wird entschieden, ob der implizite Löser oder der schnellere explizite Löser benutzt wird. Die berechneten Zustände im jeweiligen Kontrollvolumen gelten für einen Punkt im Zentrum des Volumens.

Die in ATEC getroffenen Annahmen einer homogenen Temperatur im Material, einem gegen die Umgebung adiabaten System und einer mittleren Gastemperatur sind auch für die Abbildung des Höhenprüfstands geeignet. Die Wärmeübergangszahlen müssen jedoch in Abhängigkeit vom Massenstrom berechnet werden, da die Annahme eines konstanten Wertes auf Grund der im Prüfstand möglichen Variation der Strömungsgeschwindigkeiten zu nicht vernachlässigbaren Fehlern in den Wärmebilanzen führen würde. Des Weiteren soll auf eine Zuweisung zu mehreren Lösern und die hierfür notwendige Bewertung von Gradienten und Schrittweite verzichtet werden, da dieser Arbeitsschritt zusätzlich von der jeweiligen Konfiguration des Höhenprüfstands abhängt. Somit müssten die Entscheidungskriterien den Änderungen der Prüfstandskonfiguration angepasst und hierdurch ein erheblicher Mehraufwand allein für die Vorbereitung der Berechnungen betrieben werden. Eine automatisierte variable Schrittweite hingegen stellt auch für die Simulation des Höhenprüfstands eine hilfreiche Maßnahme zur Unterstützung von Stabilität und Rechengeschwindigkeit dar. Durch die Richtungsorientierung der Berechnungen des Gaspfades in ATEC kommt das Programm für eine Verwendung in der Simulation des Höhenprüfstands nicht in Betracht.

Ebenfalls unter Mitwirkung von Sverdrup Technology wird in [22] und [51] eine Echtzeitsimulation für Triebwerksprüfstände des Arnold Engineering Development Center (AEDC) vorgestellt. Die Simulation wird in der Entwicklungsumgebung MATLAB/SIMULINK [80] umgesetzt. Der Grad der Komplexität der Prüfstände ist gering, sodass sich die Richtungsorientierung der Berechnungen unter MATLAB/SIMULINK nicht negativ auf die Flexibilität der Simulation auswirkt und die Funktionalität der Prüfstände uneingeschränkt abgebildet werden kann. Ziel der Simulation ist es, Maßnahmen zur Modernisierung zu unterstützen und hierdurch die Ausfallzeiten der Prüfstände zu minimieren. Durch den erfolgreichen Einsatz der Simulation ([51], [52]) wurde die Installationszeit von Modernisierungen halbiert, sodass der Betrieb des Prüfstands früher wieder aufgenommen und Kosten für Ausfallzeiten eingespart werden konnten. Des Weiteren wird die Simulation zur Überwachung und Steuerung der Prüfstände sowie zur Schulung des Betriebspersonals eingesetzt. In [53] wird die Kopplung eines Flugsimulators mit den Simulationen von Triebwerk und Prüfstand diskutiert. Auf Basis der gewonnenen Erkenntnisse soll der Flugsimulator in einem zweiten Schritt direkt mit dem realen im Prüfstand aufgebauten Triebwerk gekoppelt werden. Hierdurch soll die Möglichkeit geschaffen werden, die Vorteile des Flugversuchs mit den Vorteilen der Tests von Triebwerken im Prüfstand zu verbinden.

Die von MATLAB/SIMULINK zur Verfügung gestellten Werkzeuge zur Erstellung von Echtzeitsimulationen wurden in [22] und [51] - [53] erfolgreich zur Simulation der Triebwerksprüfstände eingesetzt. Da jedoch auch hier die Berechnungen richtungsorientiert sind, kann die Entwicklungsoberfläche nicht für die Abbildung des Höhenprüfstands verwendet werden.

Scherer, Roth und Behnke ([70], [7]) stellen eine Kreisprozesssimulation mit dem Ziel der Steigerung der Leistungsdynamik eines Dampfkraftwerks vor. Zur Umsetzung der Kreisprozesssimulation wird das Programm APROS [91] eingesetzt, welches für die Simulation von Papier- und Zellstofffabriken, Atomkraftwerken und Heizkraftwerken entwickelt wurde. Es weist eine graphische Oberfläche auf, verfolgt einen modularen Ansatz und verfügt über eine umfangreiche Bibliothek. Das 6-Gleichungsmodell von APROS basiert auf den eindimensionalen Erhaltungsgleichungen für Masse, Impuls und Energie der zwei Phasen. Die Gleichungen werden mit empirischen Korrelationen gekoppelt, die Phänomene wie Reibung und Wärmeübertragung der zwei Phasen beschreiben. Die Drücke, Volumenanteile, Geschwindigkeiten und Enthalpien jeder Phase ergeben sich mit Hilfe einer iterativen Prozedur aus den diskretisierten Gleichungen. Das 6-Gleichungsmodell ist vor allem für die exakte Berechnung von Simulationen mit schnellen dynamischen Vorgängen geeignet, wie sie für Sicherheitsanalysen und zur Auslegungsrechnung verlangt werden.

Der in [70] beschriebene iterative Lösungsprozess führt jedoch zu zeitintensiven Rechnungen wodurch die Echtzeitfähigkeit und die Eignung für die Auslegung und Optimierung von Regelungssystemen in Frage gestellt sind. Da die Simulation des Höhenprüfstands vor allem zur Unterstützung der Entwicklung neuer Regelstrategien eingesetzt werden soll und da es

sich auch bei APROS um ein Programm mit richtungsorientierten Berechnungen handelt, muss eine Verwendung zur Abbildung des Prüfstands ausgeschlossen werden.

Simulationen werden als hilfreiches Instrument zur Unterstützung der Auslegung, der Planung und des Betriebs von Blockheizkraftwerken [74], sowie für die Untersuchung des Einflusses von Alterungen einzelner Komponenten der Gas- und Dampfturbinen auf die Leistungsfähigkeit von Kombikraftwerken [64] eingesetzt. Des Weiteren können Start- und Abschaltprozeduren eines Gasturbinenkraftwerks mit Hilfe von Computerprogrammen simuliert werden [63], welche das transiente Betriebsverhalten der einzelnen Komponenten und die Wechselwirkungen zwischen den Komponenten abbilden.

Da auch in den hier genannten Veröffentlichungen die Berechnungen des Strömungspfadestrichungsorientiert sind, können die Simulationen nicht für die Abbildung des Höhenprüfstands genutzt werden.

Analog zu den Simulationen von Kraftwerken werden für die Abbildung des Betriebsverhaltens von Pipelines Zustandsgrößen, Massenströme und Vibrationen unter Berücksichtigung von Volumeneffekten und Wärmeübertragung in Rohrleitungen, Wärmetauschern, Pumpen und weiteren Komponenten berechnet. Es wird unter anderem der Einfluss von Start- und Abschaltprozeduren, von Veränderungen der Ventilstellungen und von Pumpvorgängen auf die strukturelle Integrität der Rohrsysteme untersucht. Des Weiteren unterstützen die Simulationen Auslegung, Betrieb und Kontrolle der Anlagen, die Verbesserung von Leistungsfähigkeit und Sicherheit, sowie die Minimierung von Ausfallzeiten. Stellvertretend seien die Programme von Siemens [76] und PSI [65] genannt, welche sich jedoch auf Grund der richtungsorientierten Berechnung des Strömungspfadestrichungsorientiert nicht für die Simulation des Höhenprüfstands einsetzen lassen.

Neben den Programmen zur Simulation von Pipelines werden weitere kommerzielle Netzwerklöser zur Abbildung durchströmter Systeme angeboten. Hierzu zählen unter anderem Flownet [23], Thermoflow [81] und APROS [91] sowie die Produkte von Aspen Technology mit ACM, HYSYS Dynamics und zahlreichen ergänzenden Programmiererweiterungen [2]. Zu ihren Aufgaben gehört vor allem die Berechnung von stationären und instationären Strömungen von Gasen, Dampf und Flüssigkeiten unter Berücksichtigung des Einflusses von Wärmeübertragung, Volumeneffekten und Leistungszufuhr und -entnahmen. Die Programme verfügen über komfortable graphische Benutzeroberflächen, einen modularen Aufbau und Bibliotheken mit Vorlagen für die gebräuchlichsten Komponenten eines beliebigen Netzwerkes. Die Netzwerklöser bieten die Möglichkeit, Bibliotheken durch individuelle Module zu erweitern und mit Hilfe von standardisierten Schnittstellen weitere Programme, wie bereits bestehende Programmierungen in einer Hochsprache oder numerische Lösungsverfahren, in die Simulation zu integrieren. Allen Netzwerklösern ist jedoch gemein, dass ihre Berechnungen des Strömungspfadestrichungsorientiert sind. Folglich kommt eine Anwendung zur Abbildung des Höhenprüfstands nicht in Betracht.

4 Zielsetzung und Vorgehensweise

Das Ziel der vorliegenden Arbeit ist die Erstellung einer Simulation des Höhenprüfstands als Grundlage zur Untersuchung des instationären Betriebsverhaltens des Prüfstands. Hierdurch soll ermöglicht werden, ein tiefer gehendes Verständnis für das Verhalten der Komponenten und des Gesamtsystems zu erlangen. Mit der Simulation soll die Möglichkeit geschaffen werden, kritische Betriebspunkte untersuchen zu können, ohne hierbei das Triebwerk oder den Prüfstand zu gefährden. Darüber hinaus soll die Simulation eine Grundlage für die Auslegung und Optimierung der für den Betrieb des Höhenprüfstands eingesetzten Regelungssysteme bilden.

Neben der für die Analyse des Systemverhaltens erforderlichen Genauigkeit der zeitabhängigen Beschreibung von transienten Vorgängen muss die Simulation ausreichend schnelle und stabile Berechnungen der für die Auslegung von Regelungssystemen relevanten Größen gewährleisten. Numerische Stabilität und Echtzeitfähigkeit werden somit zu unverzichtbaren Eigenschaften der Simulation. Hierfür gilt es einen Kompromiss zwischen Genauigkeit und Rechengeschwindigkeit einzugehen, der sich wiederum auf die Wahl der Methoden, ihre Umsetzung und Anpassung auswirkt. Das Betriebsverhalten muss mathematisch abgebildet und die entstehenden Gleichungen in eine automatisierte Berechnungsumgebung eingebettet werden. Zur Erstellung der Simulation muss eine Struktur für die Berechnungen festgelegt und ein geeignetes numerisches Lösungsverfahren sowie eine Entwicklungsumgebung bestimmt werden. Die Simulation muss die hohe Flexibilität des Prüfstands wiedergeben und hierbei eine einfache Erweiterung der Konfiguration erlauben.

Als Grundlage zur Erstellung der Simulation werden die in Kapitel 3 genannten Verfahren zur Abbildung eines Systems von durchströmten Komponenten herangezogen. Es werden der Druckverlust, die gasdynamischen Vorgänge und die Wärmeübertragung im Prüfstand mathematisch formuliert und in die Simulation integriert. Da im Höhenprüfstand Rückströmung möglich ist, muss dieser Vorgang in der Simulation berücksichtigt werden. Das Programm GSP [88] - [90] und die richtungsorientierten Methoden aus Kapitel 3 sehen die Berechnung von Rückströmungen nicht vor und können diesbezüglich keinen Beitrag zur Erstellung der Simulation leisten. Vorbereitend für eine vorgesehene Zuweisung zu unterschiedlichen Berechnungsmethoden wird analog [36] und [73] eine Klassifizierung der Komponenten durchgeführt. Für eine eindeutige Zuweisung zu einer Klasse soll die Einteilung der Komponenten ergänzend zu [73] vereinfacht werden. In Erweiterung von [75] und [78] werden die Berechnungen zur Berücksichtigung der instationären Vorgänge als

fester Bestandteil in eine homogene Berechnungsstruktur integriert. Wegen der einfachen Umsetzung von Erweiterungen und Änderungen der Konfiguration soll der in [36] und [73] ausführlich beschriebene modulare Aufbau auch in der Simulation des Höhenprüfstands umgesetzt werden. Zu den in den Modulen abzulegenden Gleichungen gehören analog [73] sowohl analytisch lösbare Gleichungen mit zeitunabhängigen Variablen, als auch Gleichungen mit zeitabhängigen Variablen, die sich nur mit Hilfe numerischer Methoden lösen lassen. Da die Wärmeübertragung zwischen Struktur und Gas im Höhenprüfstand einen nicht zu vernachlässigenden Einfluss auf die Zustandsgrößen des Gases hat, sollen im Gegensatz zu [21] auch die Strukturtemperaturen für jede Komponente zeitabhängig berechnet werden. Auf Grund der variierenden Strömungsgeschwindigkeiten im Höhenprüfstand können die zur Berechnung der Wärmeströme notwendigen Wärmeübergangszahlen nicht wie bei [36] und [32] als Konstanten vorgegeben werden, sondern müssen in jedem Zeitschritt mit Nusseltkorrelationen berechnet werden. Hierdurch entsteht zusätzlicher Rechenaufwand, der durch die Wahl eines geeigneten numerischen Lösungsverfahrens kompensiert wird. Die in [21] und [32] vorgestellte Aufteilung der Module entsprechend ihrer Zeitkonstanten und die Verwendung mehrerer Lösungsverfahren wirken sich positiv auf die Rechengeschwindigkeit und die Stabilität der Simulation aus. Da die einfache Bedienung jedoch ein wesentliches Merkmal der Simulation sein soll, wird auf diese aufwändige und vom Anwender individuell durchzuführende Fallunterscheidung verzichtet. Der hierdurch entstehenden Zunahme der Rechenzeit wirkt die Verwendung eines numerischen Verfahrens zur Lösung steifer Differentialgleichungen entgegen.

Auf Grund des einfachen Aufbaus der Anlage erlaubt die in [22] vorgestellte Prüfstandssimulation die Verwendung von MATLAB/SIMULINK und kann hierdurch auf die von der Entwicklungsumgebung zur Verfügung gestellten Lösungsverfahren zurückgreifen. Die hohe Komplexität des Höhenprüfstands schließt jedoch eine entsprechende Anwendung von MATLAB/SIMULINK aus, da die zur Verfügung gestellten Lösungsverfahren für die notwendigen Rechenoperationen nicht ausreichen. Des Weiteren verringert sich bei Systemen hoher Komplexität die Übersichtlichkeit der Darstellung in SIMULINK, wodurch ein großer Vorteil der visuellen Oberfläche seine Bedeutung verliert. Die Automatisierung der Simulation und die Einbindung eines numerischen Lösungsverfahrens muss folglich unabhängig von einer bereits bestehenden Entwicklungsumgebung durchgeführt werden. Es müssen sowohl eine geeignete Sprache zur Programmierung als auch ein bereits in einem Unterprogramm implementiertes Lösungsverfahren ermittelt werden. Initialisierungen und die Ausgabe von Ergebnissen sollen die Simulation vervollständigen. Die Validierung der zu erstellenden Simulation erfolgt anhand gut abgrenzbarer Teilbereiche des Prüfstands. Im Anschluss an die Validierung wird die Simulation als Basis zur Auslegung und Optimierung einer Verdichter-Pumpverhütungsregelung verwendet. Ferner werden die Auswirkungen der von der Regelung ausgegebenen Stellgrößen auf das dynamische Prüfstandsverhalten sowohl im regulären Betrieb als auch beim Auftreten von Fehlerereignissen untersucht. Hierbei werden die Wechselwirkungen zwischen Prüfstand und Regelung unter Einfluss verschiedener Verstärkungsfaktoren ermittelt.

5 Grundlagen und Definitionen

Für die Formulierung des der Simulation zu Grunde liegenden Konzepts müssen zuerst die im Höhenprüfstand auftretenden physikalischen Vorgänge erfasst werden. In allen Komponenten des Höhenprüfstands treten Druckverluste, gasdynamische Effekte und Wärmeübertragung auf. Um diese sich überlagernden physikalischen Vorgänge und ihre Einflussnahme auf Druck und Temperatur geschlossen mathematisch zu beschreiben, müssen orts- und zeitabhängige Gleichungen aufgestellt werden. Für die auf diese Weise entstehenden partiellen Differentialgleichungen lässt sich analytisch keine allgemeine Lösung finden [95]. Unter Zuhilfenahme numerischer Methoden lässt sich zwar eine Approximation der Lösung berechnen, jedoch erfordert dies bereits bei einfachen Systemen einen großen Rechenaufwand, der sich nachteilig auf die Echtzeitfähigkeit der Berechnungen auswirkt. Einen Ausweg aus der Problematik bietet die Vereinfachung der Gleichungen hin zu gewöhnlichen Differentialgleichungen. Hierfür muss eine der Abhängigkeiten, Ort oder Zeit, eliminiert werden. Die gänzliche Elimination der Zeitabhängigkeit widerspricht dem Ziel der Erstellung einer dynamischen Simulation des Höhenprüfstands. Folglich muss die Ortsunabhängigkeit der Gleichungen erreicht werden, ohne hierbei die Ergebnisse der Simulation in Bezug auf eine geforderte Genauigkeit zu beeinträchtigen. Im Anschluss an die Beschreibung der physikalischen Vorgänge können Klassen zur Einteilung der Komponenten definiert und eine Struktur für die Simulation erzeugt werden. Ergänzend hierzu ist es notwendig, sinnvolle Annahmen im Hinblick auf die Zusammenführung in einer Simulation zu treffen.

5.1 Physikalische Vorgänge

5.1.1 Druckverluste

In Rohrleitungssystemen werden Druckverluste hauptsächlich durch Oberflächenrauigkeiten, Querschnittsänderungen, plötzliche Einschnürung an Schiebern, Klappen und sonstigen Ventilen sowie durch die Änderung der Strömungsrichtung in Krümmern verursacht. Die verschiedenen Arten der Druckverluste [92] werden in Energieverlusten ausgedrückt und lassen sich zwischen zwei Querschnitten 1 und 2 in Form von Druckverlusthöhen

$$h_v = \frac{\Delta p_{12}}{\rho \cdot g} \quad (4)$$

angeben. Die Druckverlusthöhen werden aufsummiert und als Verlustglied

$$H_E = \sum h_v \quad (5)$$

in der Energiebilanz der Rohrströmung angegeben. Für Rohre mit Querschnittsänderungen, Krümmern und Schiebern werden die Verlusthöhen

$$h_r = \zeta_v \cdot \frac{w^2}{2 \cdot g} \quad (6)$$

in Abhängigkeit von einem Verlustbeiwert ζ_v , der Geschwindigkeit w und der Erdbeschleunigung g angegeben. Die Verlustbeiwerte werden für Querschnittsänderungen aus der Geometrie empirisch ermittelt und für Krümmer und Schieber aus Tabellen entnommen. In Anlehnung an den Verlustbeiwert ζ_v lässt sich für Klappen eine Beziehung zwischen Massenstrom und Druckverlust in Abhängigkeit von einem Widerstandsbeiwert ζ ([93], [94]) herstellen.

Der luftseitige Druckverlust der quer angeströmten Rippenrohrbündelwärmetauscher wird nach [9] mit

$$\Delta p_v = \zeta_{ver} \cdot n \cdot \frac{c_e \cdot \rho}{2} \quad (7)$$

berechnet. Die Gleichung wird mit der Widerstandszahl ζ_{ver} für versetzte Rohranordnung, der Geschwindigkeit c_e im engsten Querschnitt, der Anzahl n der Rohrreihen und der Dichte ρ der Luft gebildet.

5.1.2 Gasdynamische Effekte

Jede Komponente des Höhenprüfstands hat ein Volumen in welchem die durchströmende Luft gespeichert werden kann. In Abhängigkeit der ein- und austretenden Massenströme ergibt sich zu jedem Zeitpunkt eine im Volumen gespeicherte Masse $m(t)$. Das Verhalten von Druck und Temperatur im Volumen ist von der Änderung der gespeicherten Masse und von den Temperaturen der eintretenden Massenströme abhängig. Durch die Zeitabhängigkeit von Druck und Temperatur als Folge der Speicherung ergibt sich für jede Komponente des Höhenprüfstands ein dynamisches Verhalten. In Abb. 4 sind die für die gasdynamischen Effekte relevanten Größen dargestellt.

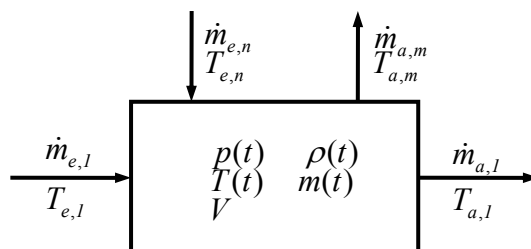


Abb. 4: Massenströme und Zustandgrößen an einem Volumen

Die ein- und austretenden Massenströme \dot{m}_e und \dot{m}_a stellen die Kopplungen zwischen dem Volumen und den angrenzenden Komponenten des Prüfstands dar. In ein Volumen eintretende Massenströme erhalten ein positives Vorzeichen und aus dem Volumen austretende Massenströme erhalten ein negatives Vorzeichen. Da im Prüfstand Rückströmung möglich ist, ist die Orientierung der Massenströme umkehrbar. Für die Berechnung der Zustandsänderungen im Volumen wird eine homogene Druck- und Temperaturverteilung angenommen, wodurch sich für jedes Volumen genau ein Druck und eine Temperatur ergeben. Das Volumen sei von konstanter Größe. Die Luft wird als ideales Gas betrachtet. Die eintretenden Massenströme werden positiv und die austretenden negativ definiert und werden mit einem gemeinsamen Index i angegeben, welcher über die Anzahl m aller Verbindungen zum Volumen läuft. Die Änderung der inneren Energie der gespeicherten Luftmasse wird durch die Summe der mit den ein- und austretenden Massenströmen zu- und abfließenden Enthalpieströme

$$\frac{dU}{dt} = c_p \cdot \sum_{i=1}^m (\dot{m}_i \cdot T_i) = \sum_{i=1}^m \dot{H}_i \quad (8)$$

beschrieben. Die spezifische Wärmekapazität c_p kann in den betrachteten Bereichen für Druck und Temperatur als konstant angesehen werden [86]. Mit der nach der Zeit abgeleiteten Gleichung des idealen Gases

$$\frac{dp(t)}{dt} \cdot V = \frac{dm(t)}{dt} \cdot R \cdot T(t) + m(t) \cdot R \cdot \frac{dT(t)}{dt} \quad (9)$$

und der Änderung der gespeicherten Masse aus der Summe der ein- und austretenden Massenströme

$$\frac{dm(t)}{dt} = \sum_{i=1}^m \dot{m}_i \quad (10)$$

ergeben sich nach Einsetzen und Umformen die Ableitungen der Temperatur

$$\frac{dT(t)}{dt} = \frac{1}{c_v \cdot m(t)} \cdot \left[c_p \cdot \sum_{i=1}^m (\dot{m}_i \cdot T_i) - c_v \cdot T(t) \cdot \sum_{i=1}^m \dot{m}_i \right] \quad (11)$$

und des Druckes

$$\frac{dp(t)}{dt} = \frac{1}{V} \cdot \left[R \cdot T(t) \cdot \sum_{i=1}^m \dot{m}_i + m(t) \cdot R \cdot \frac{dT(t)}{dt} \right] \quad (12)$$

Durch Einsetzen der Ableitung für die Temperatur in Gleichung (12) reduziert sich der Ausdruck für die Ableitung des Druckes auf

$$\frac{dp(t)}{dt} = \frac{R \cdot c_p}{V \cdot c_v} \cdot \sum_{i=1}^m (\dot{m}_i \cdot T_i) \quad (13)$$

Die Masse wird durch die Gleichung

$$m(t) = \frac{p(t) \cdot V}{R \cdot T(t)} \quad (14)$$

bestimmt.

5.1.3 Energiebilanzen

Die Strukturen der Höhenprüfstandskomponenten bestehen überwiegend aus Stahl. Die großen Dimensionen der Komponenten führen zu hohen wärmespeichernden Massen, deren Einflüsse auf die Energiebilanzen der Luftmassenströme in den Komponenten berücksichtigt werden müssen. Die Wärmeübertragung zwischen Luftmassenstrom und Struktur wird am Beispiel eines Rohrausschnittes erläutert. In Abb. 5 ist ein Überblick der zur Berücksichtigung der Wärmeübertragung in der Energiebilanz relevanten Größen gegeben.

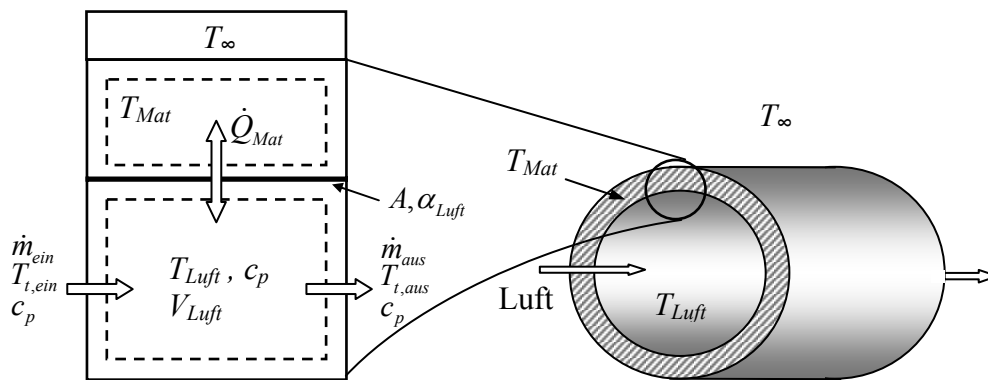


Abb. 5: Wärmeübertragung am Rohrausschnitt

Die Temperaturen im Luftvolumen T_{Luft} und im Material der Struktur T_{Mat} seien homogen. Es wird angenommen, dass keine Wärmeleitung im Material in Strömungsrichtung stattfindet. Die aufzustellenden Gleichungen werden somit ortsunabhängig. Die Rohrleitungen im Prüfstand sind isoliert und können als adiabatisch angenommen werden. Der zwischen Material und Luft ausgetauschte Wärmestrom

$$\dot{Q}_{Mat} = \alpha_{Luft} \cdot A \cdot (T_{Mat} - T_{Luft}) \quad (15)$$

ergibt sich nach [3] aus den Temperaturen von Material T_{Mat} und Luft T_{Luft} , der luftseitigen Wärmeübergangszahl α_{Luft} und der überströmten Fläche A an der Innenseite des Rohres. Dieser Wärmeeintrag vom bzw. in das Material lässt sich durch die Enthalpieströme in der Energiebilanz des Luftvolumens

$$\dot{Q}_{Luft} = c_p \cdot (\dot{m}_{ein} \cdot T_{t,ein} - \dot{m}_{aus} \cdot T_{t,aus}) = \dot{H}_{t,ein} - \dot{H}_{t,aus} \quad (16)$$

ausdrücken. Die Enthalpieströme werden aus den ein- und austretenden Massenströmen und ihren Temperaturen $T_{t, \text{ein}}$ und $T_{t, \text{aus}}$ sowie einer konstanten Wärmekapazität c_p gebildet. Die Gleichung für die Ableitung der Temperatur (Gl. (11)) wird um einen allgemeinen Ausdruck für die Summe aller durch Wärmeleitung zu- und abgeführten Wärmeströme erweitert

$$\frac{dT(t)}{dt} = \frac{I}{c_v \cdot m(t)} \cdot \left[c_p \cdot \sum_{i=1}^m (\dot{m}_i \cdot T_i) - c_v \cdot T(t) \cdot \sum_{i=1}^m \dot{m}_i + \sum_{j=1}^n \dot{Q}_j \right]. \quad (17)$$

Die Ableitung des Druckes (Gl. (12)) bleibt in der bestehenden Form erhalten, da der Einfluss der Wärmeübertragung in der Ableitung der Temperatur bereits enthalten ist. Die Gleichung für den Druck (Gl. (13)) gilt wird um den Term für die Wärmeübertragung zu der Gleichung

$$\frac{dp(t)}{dt} = \frac{R \cdot c_p}{V \cdot c_v} \cdot \left[\sum_{i=1}^m (\dot{m}_i \cdot T_i) - \frac{I}{c_p} \cdot \sum_{j=1}^n \dot{Q}_j \right] \quad (18)$$

ergänzt. Da auch die Wärmebilanz des Materials zeitabhängig ist, muss den Gleichungen für das Luftvolumen eine Gleichung für die Berechnung der zeitabhängigen Materialtemperatur hinzugefügt werden. Ausgehend von der Ableitung der inneren Energie durch Wärmespeicherung im Material

$$\frac{dU(t)}{dt} = c \cdot m_{\text{Mat}} \cdot \frac{dT_{\text{Mat}}(t)}{dt} \quad (19)$$

und der Änderung der inneren Energie in Abhängigkeit von den zu- und abgeführten Enthalpieströmen

$$\frac{dU(t)}{dt} = \sum_{j=1}^n (\alpha_j \cdot A_j \cdot \Delta T_j) = \sum_{j=1}^n \dot{Q}_j \quad (20)$$

ergibt sich die Ableitung der Materialtemperatur

$$\frac{dT_{\text{Mat}}(t)}{dt} = \frac{I}{c \cdot m_{\text{Mat}}} \cdot \sum_{j=1}^n \dot{Q}_j. \quad (21)$$

5.2 Klassifizierung der Komponenten

Zeitabhängige und zeitunabhängige Vorgänge werden voneinander entkoppelt, wodurch sich zwei Klassen von Komponenten ergeben. Zum einen die Klasse der Komponenten mit dynamischem Verhalten und zum anderen die Klasse mit (quasi)stationärem Verhalten. Folglich muss jeweils ein Verhalten einer bestimmten Komponente vernachlässigt oder durch andere Maßnahmen berücksichtigt werden. Für die Zuordnung der Komponenten wird das dominierende physikalische Verhalten abgeschätzt.

5.2.1 Komponenten mit stationärem Verhalten

Komponenten mit stationärem Verhalten besitzen ein kleines Volumen und werden durch kleine Durchflussbeiwerte c_v charakterisiert. Der Durchflussbeiwert gibt das Verhältnis von aerodynamisch wirksamer zu geometrischer Öffnungsfläche an. Er kann mit

$$c_v = \sqrt{\frac{I}{I + \zeta}} \quad (22)$$

in Abhängigkeit vom Widerstandsbeiwert ζ angegeben werden. Diese Umrechnung basiert auf der Definition, dass für eine ideale Öffnung

$$c_v = I \text{ und } \zeta = I \quad (23)$$

gilt. Ein kleiner Durchflussbeiwert ist ein Hinweis auf große Druckverluste. Die Berechnung der stationären Komponenten erfolgt unabhängig von Ort und Zeit mit analytisch lösbaren Gleichungen. Die Längenausdehnung von Blenden und Ventilen bzw. Klappen ist im Vergleich zu den Leitungslängen klein und hat einen nur geringen Einfluss auf die Änderung der Zustandsgrößen in diesen stationären Komponenten. Das Volumen der als stationär definierten Klappen und Blenden wird in den angrenzenden dynamischen Komponenten berücksichtigt. Hierdurch ergibt sich eine sowohl zeitliche als auch örtliche Unabhängigkeit der Berechnungen. Der Druckverlust in einer per Definition dynamischen Komponente wird jeweils zur Hälfte in den vorangehenden und nachfolgenden stationären Komponenten mit aufgenommen. Für den Fall, dass das stationäre Verhalten einer dynamischen Komponente nicht ausreichend in den angrenzenden stationären Komponenten berücksichtigt werden kann, wird eine zusätzliche Komponente eingefügt, welche dieses Verhalten separiert behandelt. Zur Veranschaulichung der Auswirkungen der beschriebenen Klassifizierung auf den Druckverlauf wird ein einfaches Beispielsystem betrachtet. In Abb. 6 sind das Schema des Systems und der sich ergebende Druckverlauf über der Lauflänge x dargestellt.

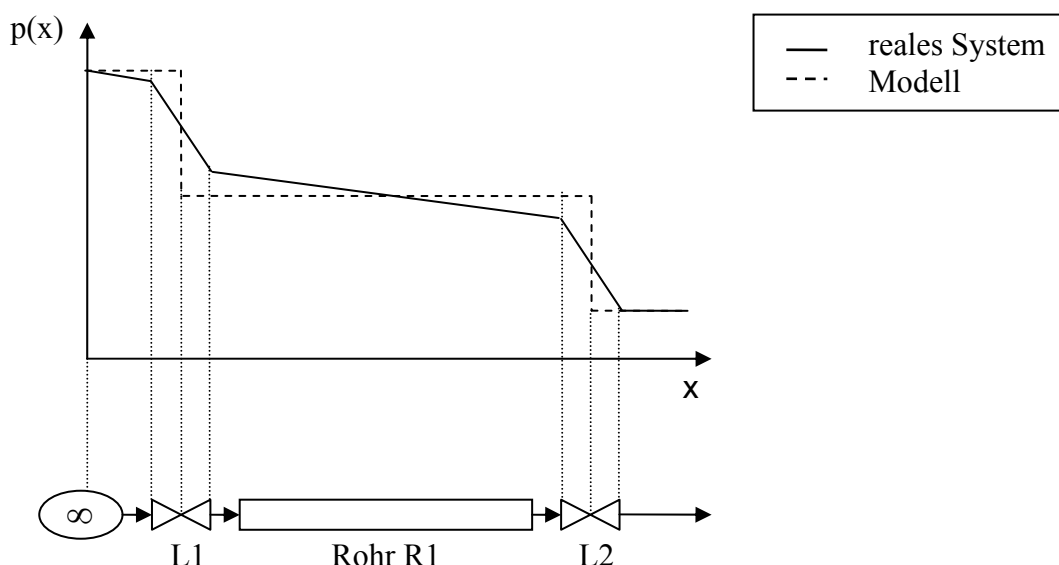


Abb. 6: Schema und Druckverlauf des Beispielsystems

Durch die Verschiebung des Volumens der Klappen in die Rohrleitung schrumpft ihre Längenausdehnung auf den idealisierten Wert „0“ zusammen und der Druckverlust zeigt sich durch einen Sprung im Druckverlauf. Da die Rohrleitung im Modell per Definition nicht zu den stationären Komponenten gehört und folglich nicht zu einem Druckverlust führt, bleibt der Druck über der Lauflänge des Rohres konstant. Da die Leitungslängen im Höhenprüfstand teilweise groß sind und die beengten Verhältnisse in den Prüfstandshallen eine Vielzahl von Umlenkungen durch 90°-Krümmer erforderlich machen, ergibt sich ein nicht zu vernachlässigender Druckverlust, welcher im vorliegenden Beispiel durch die vergrößerten Druckverluste der Klappen L1 und L2 abgebildet werden muss.

5.2.2 Komponenten mit dynamischem Verhalten

Komponenten mit dynamischem Verhalten besitzen ein großes Volumen und einen großen Durchflussbeiwert bei geringem Druckverlust. Die Berechnung des Verhaltens der dynamischen Komponenten erfolgt zeitabhängig mit gewöhnlichen Differentialgleichungen. Der Druckverlust in den dynamischen Komponenten ist vernachlässigbar klein oder wird wie in Kapitel 5.2.1 beschrieben in den vorangehenden und nachfolgenden stationären Komponenten mit aufgenommen. Für den Fall, dass das dynamische Verhalten einer als stationär definierten Komponente nicht vernachlässigt werden kann, wird der dynamische Anteil analog zum Vorgehen bei stationären Komponenten den vorangehenden und nachfolgenden dynamischen Komponenten hinzugefügt. Sollte das dynamische Verhalten einer stationären Komponente nicht ausreichend in den angrenzenden dynamischen Komponenten berücksichtigt werden können, wird eine zusätzliche Komponente eingefügt, welche dieses Verhalten separiert behandelt. Typische Vertreter dieser Klasse sind vor allem Rohrleitungen und sonstige Komponenten mit großen Volumina und einem entsprechend großen Einfluss auf die Dynamik des Prüfstands.

5.3 Struktur der Simulation

Das Programm für die Simulation ist modular aufgebaut. Die Berechnung wird in einen schematischen und einen zeitlichen Ablauf unterteilt. Bei stationären Modulen ist je nur ein Eingang und ein Ausgang zulässig. Dynamische Module können eine beliebige Anzahl von Ein- und Ausgängen besitzen.

5.3.1 Modularer Aufbau

Die Komponenten des Höhenprüfstands werden durch Module abstrahiert. Je Komponententyp wird ein Modul mit einer charakteristischen Berechnungsstruktur bereitgestellt. Die Module werden entsprechend der Klassifizierung in Kapitel 5.2 jeweils in einer Bibliothek für stationäre und dynamische Module zusammengefasst. Das zu simulierende System wird aus den Modulen der Bibliotheken zusammengesetzt. In Abb. 7 werden die Bibliotheken und ein aus den Bibliotheken beispielhaft erstelltes System dargestellt. Der modulare Aufbau bedingt eine Standardisierung der ebenfalls in Abb. 7

eingetragenen Schnittstellen. Hierdurch werden die Austauschbarkeit der einzelnen Module und eine hohe Flexibilität des entstehenden Systems gewährleistet. Die Schnittstellen haben keine physikalischen Eigenschaften sondern dienen lediglich der Datenübergabe zwischen den Modulen.

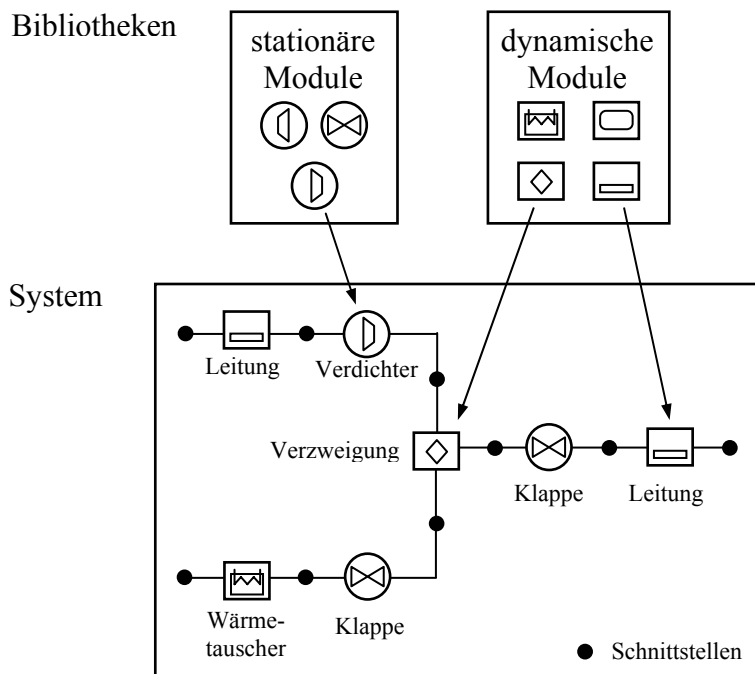


Abb. 7: Aufbau eines Systems aus Elementen der Bibliotheken

5.3.2 Schematischer Ablauf

Die Einteilung in stationäre und dynamische Berechnungsmodule bedingt, dass sich bei der Erstellung eines Systems diese beiden Modultypen in ihrer Anordnung stets abwechseln müssen. Ein Modul kann in Anlehnung an [36] und [59] entweder aus den Massenströmen und Temperaturen als Eingangsgrößen den Druck und die Temperatur berechnen oder umgekehrt aus den Drücken und Temperaturen die Massenströme ermitteln. Die Eingangsgrößen entsprechen hierbei Startwerten. Sie sind nicht grundsätzlich gleichbedeutend mit den in ein Modul mit dem Massenstrom eintretenden Größen. In Abb. 8 wird der schematische Ablauf einer Berechnung dargestellt. Das dynamische Modul erhält von den angrenzenden stationären Modulen jeweils die Werte für Massenstrom und Temperatur und vervollständigt das Gleichungssystem der Gradienten für Druck und Temperatur. Dieses System wird numerisch gelöst und die Ergebniswerte für Druck und Temperatur ausgegeben. Bei der Übergabe von Druck und Temperatur an die angrenzenden stationären Module wird nicht zwischen Ein- und Austritt des dynamischen Moduls unterschieden. Sowohl an das vor dem dynamischen Modul liegende stationäre Modul als auch an das dahinter liegende werden Temperatur und Druck des dynamischen Moduls weitergegeben. Die Ergebnisse aus den Berechnungen der stationären Module stellen folglich die Grundlage für die Berechnungen der dynamischen Module dar und umgekehrt.

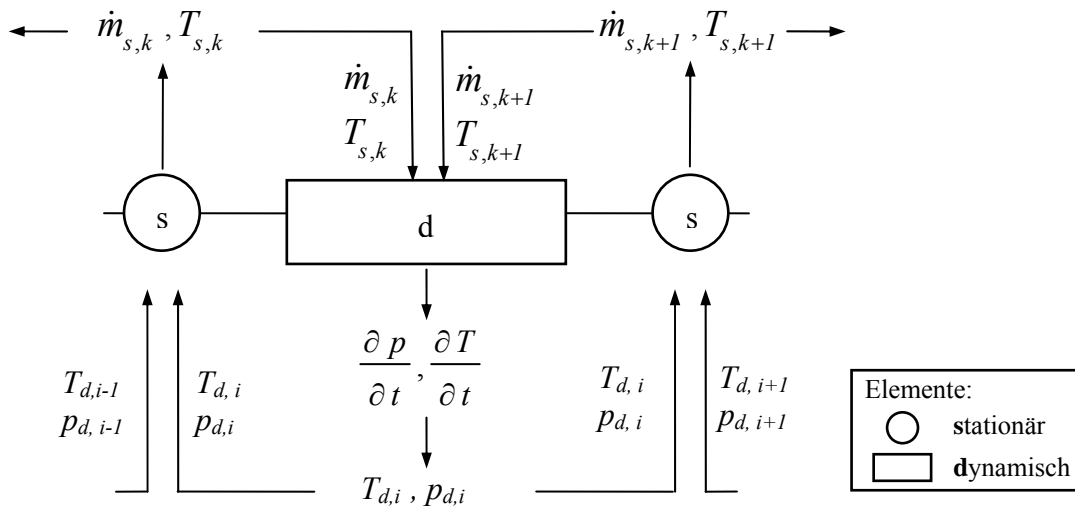


Abb. 8: Schematischer Ablauf der Simulation

5.3.3 Zeitlicher Ablauf

Der zeitliche Ablauf der Simulation resultiert aus den zeitabhängigen Berechnungen in den dynamischen Modulen. Die Lösung der Differentialgleichungen für Druck und Temperatur erfolgt über die Integration mit Hilfe eines numerischen Lösungsverfahrens. Die *Simulationszeit* setzt sich hierbei aus mehrmaligem Ausführen der Integration mit einem bestimmten *Integrationsintervall* zusammen. Das *Integrationsintervall* t_{int} ist das zeitliche Intervall, für welches eine Integration durchgeführt wird. Das numerische Lösungsverfahren unterteilt dieses Intervall in so viele Schritte, wie sich aus den Anforderungen an Genauigkeit und Stabilität ergeben. Die Größe dieser Schritte wird mit *Schrittweite* α bezeichnet. In Abb. 9 wird der Zusammenhang dieser drei Begriffe bildlich dargestellt.

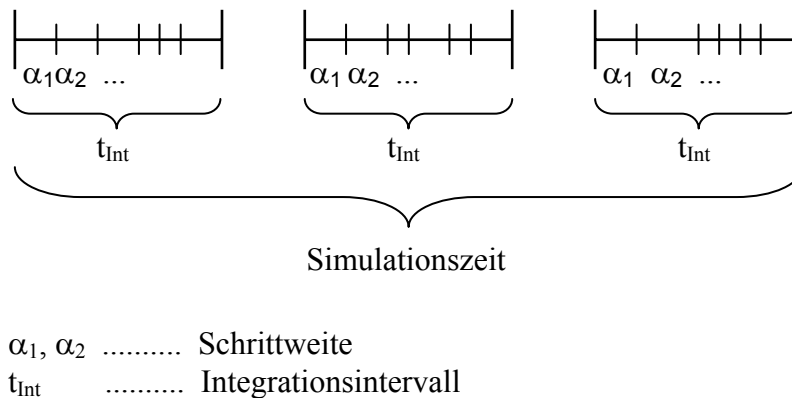


Abb. 9: Zeitlicher Ablauf der Simulation

Die Zustandsgrößen Druck und Temperatur sowie die Massenströme werden in jedem Zeitschritt berechnet und über die Schnittstellen zwischen den Modulen ausgetauscht. Während der Berechnungen innerhalb eines Zeitschrittes werden die Werte für Massenstrom und Temperatur an den Rändern eines dynamischen Moduls konstant gehalten. Die

Stellgrößen werden ausschließlich zu Beginn eines Integrationsintervalls aktualisiert und bleiben während des Intervalls konstant.

Bevor das numerische Verfahren für die Berechnungen eingehend beschrieben wird, wird im folgenden Kapitel auf die Modellierung des Höhenprüfstands eingegangen.

6 Modellierung der Höhenprüfstands- komponenten

Für die Modellierung des Höhenprüfstands werden im Folgenden die Komponenten einzeln betrachtet. Es wird die Implementierung der Berechnungen ihres physikalischen Verhaltens in die Module durchgeführt und der Datenfluss zu den angrenzenden Modulen dargestellt.

Die Strömungsgeschwindigkeiten im Höhenprüfstand betragen $v_{\max} < 20$ m/s. In diesem Geschwindigkeitsbereich betragen die Unterschiede zwischen totalen und statischen Zustandsgrößen weniger als 0.3%. Um den Berechnungsaufwand zu minimieren, wird auf die Differenzierung zwischen totalen und statischen Zustandsgrößen verzichtet.

6.1 Stationäre Komponenten

Zu den stationären Komponenten des Höhenprüfstands gehören Klappen, Verdichter und das Triebwerk. Für die Berechnungen werden Charakteristiken und Ähnlichkeitskennfelder eingesetzt, die den Zusammenhang zwischen Druck, Temperatur und Massenstrom sowie Geometrie, Bauform und Einstellmöglichkeiten der stationären Komponente herstellen.

6.1.1 Klappen

Die Klappen des Höhenprüfstands können anhand von Bauform, Funktionsweise, Einsatzgebiet und Stellantrieb geordnet werden. Bezüglich der Bauform wird zwischen zentrischer und exzentrischer Lagerung der Klappe unterschieden. Bei exzentrischer Lagerung befindet sich die Drehachse außerhalb der Klappenfläche. Hierdurch werden die von der Klappe freigegebene durchströmte Fläche sowie die Umströmung der Klappe maßgeblich beeinflusst. In Abb. 10 werden die Umströmung, die Wirbelbildung und die Versperrung des Querschnitts an einer exzentrischen Klappe dargestellt. *Absperrklappen* werden durch Öffnen oder Schließen zur Freigabe bzw. Absperrung der hinter der Klappe gelegenen Komponenten eingesetzt. *Rückschlagklappen* sind im Betrieb geschlossen und werden erst ab einer definierten Druckdifferenz aufgedrückt. Hierdurch werden im Prüfstand unerwünschte Rückströmungen verhindert. Die *Regelklappen* werden durch das Regelprogramm des Höhenprüfstands angesteuert. Aus den vorgegebenen Öffnungswinkeln ergibt sich der jeweilige Druckverlust. In Abhängigkeit vom Druckverlust stellt sich der Druck vor und hinter der Klappe ein. Die Klappen des Höhenprüfstands reichen

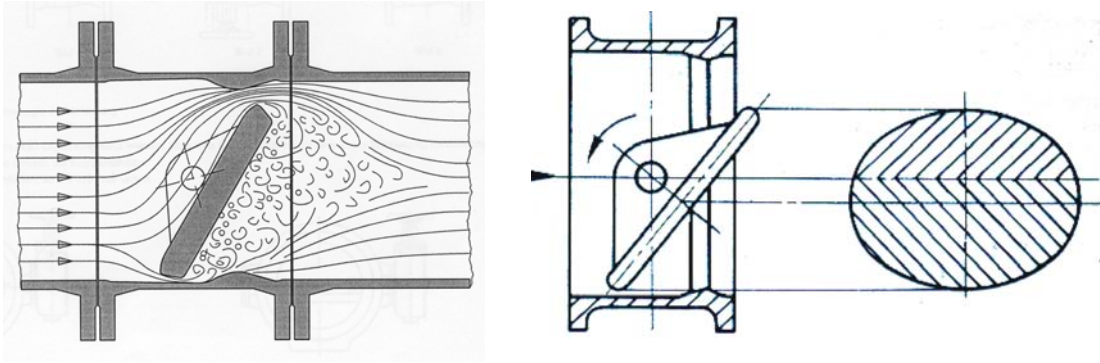


Abb. 10: Umströmung und Querschnittsversperung an einer exzentrischen Klappe

im Durchmesser von 250mm bis maximal 2000mm. Die Regelklappen sowie einige der Rückschlagklappen besitzen hydraulische Stellantriebe. Die Absperrklappen und die übrigen Rückschlagklappen werden elektrisch angetrieben. Der sich einstellende Massenstrom an einer von Luft durchströmten Klappe ist abhängig von Bauform, Öffnungswinkel, Druck und Temperatur am Eintritt sowie dem Druckverhältnis an der Klappe. In Abb. 11 wird der Datenfluss zwischen dem Modul der stationären Komponente *Klappe* und den angrenzenden dynamischen Modulen dargestellt.

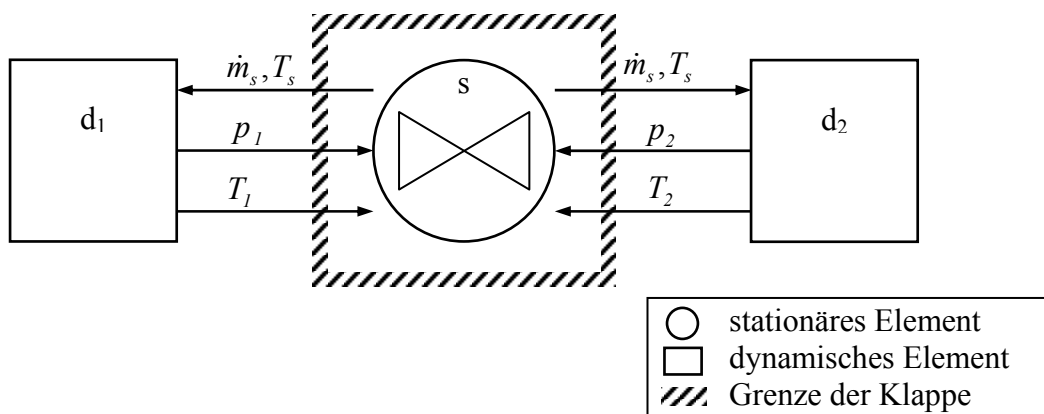


Abb. 11: Datenfluss des Moduls für eine Klappe

Das Berechnungsmodul für die Klappe erhält von den angrenzenden dynamischen Modulen die Werte für Druck und Temperatur an Ein- und Austritt und berechnet hieraus die Werte für Massenstrom und Temperatur. Für die Berechnung des Massenstroms wird von einer Düsenströmung ausgegangen. Die Düsenaustrittsfläche entspricht dem engsten durchströmten Querschnitt der Klappe. Der Zustand am Eintritt entspricht dem Kesselzustand. Die Zustandsänderungen seien isentrop. Die Luft wird als ideales Gas betrachtet. Die spezifische Gaskonstante c_p und der Isentropenexponent κ seien konstant. In den folgenden Gleichungen kennzeichnet der Index "1" die Zustände am Eintritt und der Index "2" die Zustände am Austritt. Nach [93] wird ausgehend von der Kontinuitätsgleichung

$$\dot{m} = \rho_2 \cdot w \cdot A_2 \quad (24)$$

gebildet mit der Dichte, der Fläche und der Geschwindigkeit am Austritt

$$w_2 = \sqrt{2 \cdot c_p \cdot (T_1 - T_2)} \quad (25)$$

sowie mit der Durchflussfunktion

$$\psi = \sqrt{\frac{\kappa}{\kappa - 1} \cdot \left(\left(\frac{p_2}{p_1} \right)^{\frac{2}{\kappa}} - \left(\frac{p_2}{p_1} \right)^{\frac{\kappa+1}{\kappa}} \right)} \quad (26)$$

der Massenstrom

$$\dot{m} = A_2 \cdot \psi \cdot \sqrt{2 \cdot \rho_1 \cdot p_1} \quad (27)$$

berechnet. Für überkritisches Druckverhältnis wird Gleichung (26) durch

$$\psi = \psi_{\max} = \sqrt{\frac{\kappa}{\kappa + 1} \cdot \left(\frac{2}{\kappa + 1} \right)^{\frac{1}{\kappa-1}}} \quad (28)$$

ersetzt. Für die Anwendung von Gleichung (27) auf die Berechnung des Massenstroms durch eine Klappe muss die Fläche A_2 durch den effektiv durchströmten Querschnitt A_{eff} ersetzt werden. Dieser Querschnitt ergibt sich durch Strahleinschnürung und Reibung und befindet sich stromab der Klappe. Die Position und die Größe des Querschnitts sind abhängig von Öffnungswinkel, Bauform, Druckverhältnis, Druckniveau am Eintritt und Temperatur am Eintritt. Für die Berücksichtigung von Strahleinschnürung und Reibung stellt der Ventilkoeffizient k_v einen Zusammenhang zwischen Öffnungswinkel und Massenstrom her. Der Koeffizient wird unter Einheitsbedingungen am Prüfstand ermittelt und anschließend in graphischer oder tabellarischer Form angegeben. Die Einheitsbedingungen werden wie folgt definiert: der Ventilkoeffizient entspricht dem Durchfluss einer Flüssigkeit durch eine Klappe bei einem Differenzdruck von $\Delta p_0 = 1$ bar. Der Durchfluss wird für mehrere Öffnungswinkel bestimmt und in der Einheit m^3/h angegeben. Die Flüssigkeit besitzt die Dichte $\rho_0 = 1000$ kg/m^3 , die Viskosität $\nu_0 = 1$ mm^2/s und eine Temperatur zwischen $5^\circ C$ und $40^\circ C$. Der Koeffizient muss für jeden Klappendurchmesser bestimmt werden. Aus Gleichung (27) wird mit

$$A_{eff} = c \cdot k_v \quad (29)$$

die Berechnung des Massenstroms

$$\dot{m} = \psi \cdot c \cdot k_v \cdot \sqrt{\rho_1 \cdot p_1} \quad (30)$$

Die Umrechnung der Einheitsbedingungen auf die jeweils vorliegenden Bedingungen sowie die Verwendung von Luft anstelle von Wasser wird durch den Faktor c in den Gleichungen (29) und (30) berücksichtigt. Eine ausführliche Beschreibung befindet sich in [93]. In Anlehnung an den Verlustbeiwert ζ_v aus Gleichung (6) lässt sich die Beziehung zwischen

Massenstrom und Druckverlust in Abhängigkeit von einem Widerstandsbeiwert ζ darstellen. Die Abhängigkeit des Ventilkoeffizienten vom Durchmesser der Klappe wird für Klappen gleicher Bauform mit Einführung des Widerstandsbeiwertes durch

$$k_v = \frac{d^2}{\sqrt{\zeta \cdot 626,3}} \quad (31)$$

eliminiert. Der Koeffizient k_v wird in Gleichung (31) in m^3/h und der Durchmesser d in mm angegeben. Die Konstante im Nenner ist empirisch ermittelt und wird in [93] detailliert behandelt. Das Kennfeld in Abb. 12 zeigt die vom Hersteller angegebenen Charakteristiken einer Klappe mit exzentrischer Lagerung.

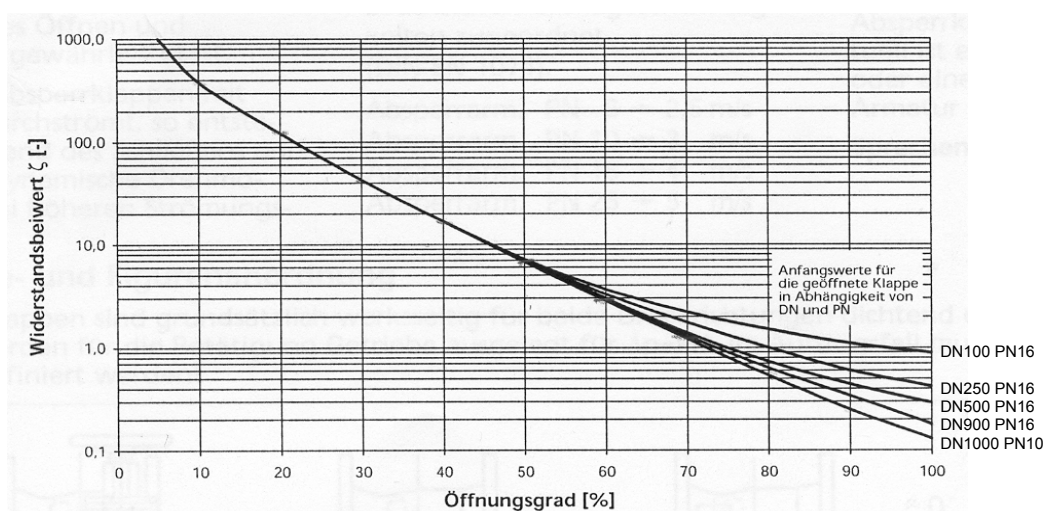


Abb. 12: Klappencharakteristiken [27].

Der Widerstandsbeiwert wird über dem Öffnungsgrad in % angegeben. Die Scharparameter der Kurven ergeben sich aus der Kombination verschiedener Anschlussflansche und Durchmesser. Da auch eine vollständig geöffnete Klappe einen Druckverlust erzeugt, sind Widerstandsbeiwerte $\zeta < 1$ physikalisch nicht sinnvoll. Die Sättigung von Klappen setzt abhängig von Anschlussflansch und Durchmesser bei einem Öffnungsgrad von ca. 60% ein. Die Öffnung der Klappe über diesen Punkt hinaus ergibt eine nur noch geringfügige Erhöhung des Massenstroms. Um die Reaktionszeiten der Klappen am Höhenprüfstand zu minimieren, wird auf eine weitere Öffnung ab Erreichen der Sättigung verzichtet. Für die Modellierung der Klappen werden die Kurven in Abb. 12 bis zum Punkt der Sättigung hinterlegt. Da die Auffächerung der Kurven erst bei Öffnungsgraden oberhalb der Sättigung beginnt, behält Gleichung (31) ihre Gültigkeit, sodass für jede Bauform nur eine Charakteristik hinterlegt werden muss.

6.1.2 Verdichter

Im Höhenprüfstand werden vier Axial- und ein Radialverdichter eingesetzt. Zwei der Axialverdichter verfügen über eine Leitschaufelverstellung in den ersten 4 Stufen. Die Erstellung des Verdichter-Moduls wird am Beispiel eines der Axialverdichter ohne

Leitschaufelverstellung erläutert. Da beim Verdichter der Einfluss auf den Druck gegenüber den gasdynamischen Effekten dominiert, wird er der Klasse der stationären Komponenten zugeordnet. Auf Grund der Wärmespeicherung im Material der Struktur des Verdichters kann der hieraus resultierende dynamische Einfluss auf die Temperatur nicht vernachlässigt werden. Wegen der Komplexität des Wärmeübergangs wird ein separates Modul erstellt, welches das dynamische Verhalten des Verdichters beschreibt. In Abb. 13 wird der Datenfluss zwischen den Modulen des Verdichters und den Modulen der angrenzenden Komponenten des Prüfstands gezeigt.

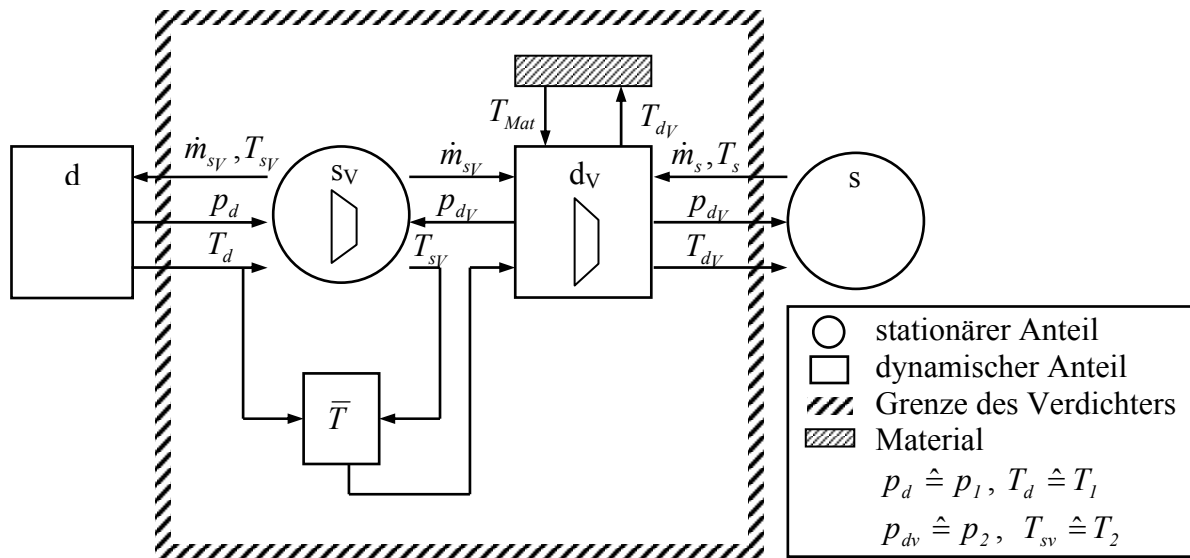


Abb. 13: Datenfluss der Module für Verdichter

Das Modul, welches das stationäre Verhalten des Verdichters berechnet, erhält vom davor und dahinter liegenden dynamischen Modul die Drücke und Temperaturen an Ein- und Austritt und berechnet hieraus die Werte für Massenstrom und Temperatur. Für die Berechnung des Massenstroms wird ein Verdichterkennfeld [14] hinterlegt. Im Kennfeld ist für konstante Drehzahlparameter das Druckverhältnis über dem Massenstromparameter aufgetragen. Mit dem Druckverhältnis

$$\Pi = \frac{p_2}{p_1} \tag{32}$$

und dem Drehzahlparameter

$$npar = \frac{n}{\sqrt{R \cdot T_1}} \tag{33}$$

wird der Massenstromparameter

$$mpar = \frac{\dot{m} \cdot \sqrt{R \cdot T_1}}{p_1} \tag{34}$$

ausgelesen und der Massenstrom

$$\dot{m} = \frac{p_1}{\sqrt{R \cdot T_1}} \cdot \left(\frac{\dot{m} \cdot \sqrt{R \cdot T_1}}{p_1} \right) \quad (35)$$

berechnet. Da die Verdichter bei konstanter Drehzahl betrieben werden, hängt der Drehzahlparameter nur von der Eintrittstemperatur T_1 ab. Die Temperatur am Austritt wird aus der Isentropenbeziehung

$$T_2 = T_1 \cdot \left(\frac{p_2}{p_1} \right)^{\frac{R}{c_p \cdot \eta_v}} \quad (36)$$

berechnet. Der Verdichterwirkungsgrad η_v wird ebenfalls aus dem Kennfeld ausgelesen. Dieses Modul erhält vom davor und dahinter liegenden stationären Modul die Massenströme und Temperaturen an Ein- und Austritt. Hierbei ist zu beachten, dass die Temperatur am Eintritt in das dynamische Modul einer Temperatur entspricht, die durch die arithmetische Mittelung der Temperaturen an Ein- und Austritt des stationären Verdichter-Moduls berechnet wird. Zusammen mit der Materialtemperatur der Struktur vervollständigt das Modul das Gleichungssystem der Gradienten für den Druck und die Temperatur im Volumen des Verdichters sowie für die Temperatur des Materials. Im dynamischen Modul des Verdichters ergeben sich analog zu den Gleichungen (17), (18) und (21) drei Gleichungen, die mit einem numerischen Verfahren gelöst werden müssen.

6.1.3 Triebwerk

Aus der Lastvorgabe und den Flugbedingungen resultiert bei gegebenem Regelgesetz der Betriebspunkt des Triebwerks. Beim Betrieb im Prüfstand werden durch den Druck und die Temperatur am Eintritt und den Druck am Austritt diese Flugbedingungen vorgegeben. Der Massenstrom und die Austrittstemperatur des Triebwerks ergeben sich in Abhängigkeit des Betriebspunktes. Die Wechselwirkungen zwischen Prüfstand und Triebwerk werden durch die Kopplung des Triebwerksmoduls mit den angrenzenden Modulen und die hierdurch resultierende abwechselnde Übergabe von Druck, Temperatur und Massenstrom berücksichtigt. Das Triebwerksmodul übergibt Temperatur und Massenstrom und erhält seinerseits Druck und Temperatur von den angrenzenden Modulen. Hieraus ergibt sich die Klassifizierung des Triebwerks als stationäre Komponente. Dessen ungeachtet besitzt ein Triebwerk ein ausgeprägtes dynamisches Verhalten. Bei der Implementierung eines Triebwerksmodells in die Simulation des Höhenprüfstands dient das stationäre Modul lediglich als Schnittstelle zwischen Triebwerksmodell und Berechnungsmodulen des Prüfstands. In Abb. 14 ist der Datenfluss zwischen dem Triebwerk als stationärem Modul und den Modulen der angrenzenden dynamischen Komponenten des Prüfstands dargestellt. Das Triebwerksmodul erhält an Ein- und Austritt die Werte für Druck und Temperatur und gibt die Werte für Massenstrom und Temperatur an die dynamischen Module zurück. Soll der Brennstoffmassenstrom in der Simulation berücksichtigt werden, so wird entgegen der Erläuterungen in Kapitel 6.1 zwischen den an Ein- und Austritt übergebenen Massenströmen

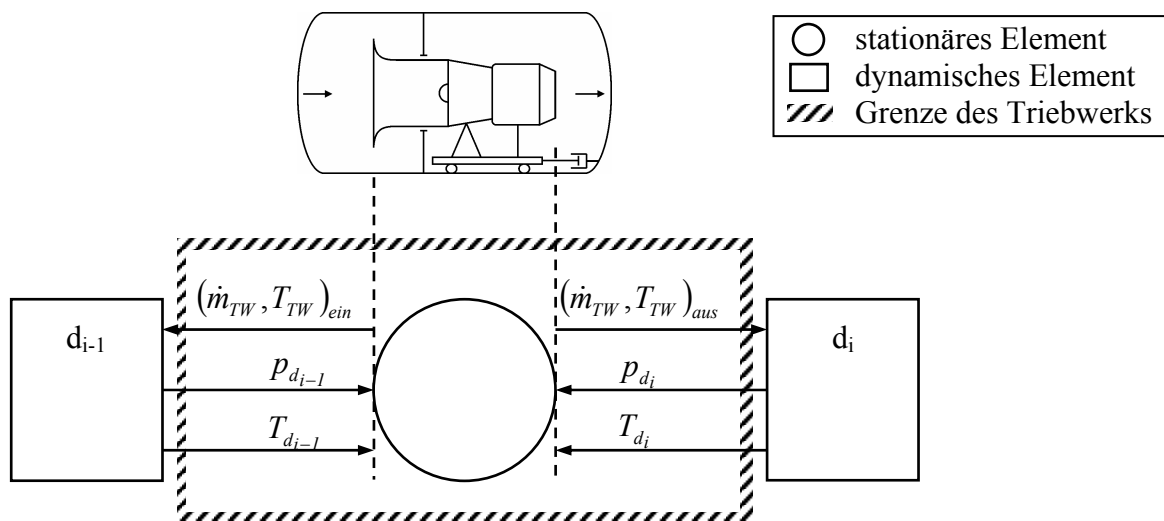


Abb. 14: Datenfluss des Moduls für ein Triebwerk

unterschieden. In einem Triebwerksmodell, welches für eine gekoppelte Simulation von Triebwerk und Höhenprüfstand verwendet wird, werden sowohl das Triebwerk als auch die Triebwerksregler abgebildet [8]. Die Simulation des Höhenprüfstands wurde um einen Betriebsmodus erweitert, welcher es erlaubt, die Simulation in die unter MATLAB/SIMULINK umgesetzte und verwaltete Simulation des Triebwerks einzubetten [39]. Mit Hilfe der erstellten Gesamtsimulation wurden die Wechselwirkungen zwischen Triebwerk und Höhenprüfstand abgebildet und Untersuchungen zum Regelverhalten des Triebwerks durchgeführt.

6.2 Dynamische Komponenten

Zu den dynamischen Komponenten des Höhenprüfstands gehören Rohrleitungen und Volumenelemente, Ränder, Wärmetauscher und Verzweigungen. An die Module für dynamische Komponenten werden die Werte für Massenstrom und Temperatur an Ein- und Austritt übergeben. Zusammen mit der Materialtemperatur der Struktur vervollständigt das Modul das Gleichungssystem der Gradienten für den Druck und die Temperatur im Volumen der dynamischen Komponente sowie für die Temperatur des Materials. Die für die Gleichungen benötigten Werte für Volumen, überströmte Fläche und Masse der Struktur werden aus den Geometriedaten berechnet. Die Wärmeübergangszahlen α werden mit den Nusseltbeziehungen aus [96] und [3] bestimmt. Bei der Übergabe der Werte für Druck und Temperatur an die angrenzenden stationären Module wird nicht zwischen Ein- und Austritt unterschieden. Ein dynamisches Modul kann eine beliebige Anzahl von Ein- und Austritten aufweisen.

6.2.1 Rohrleitungen und Volumenelemente

Die Rohrleitungen des Höhenprüfstands lassen sich durch die Schnittstellen zu Verzweigungen und Prüfstandskomponenten in ca. 200 Abschnitte unterteilen. Die Abschnitte werden entweder einzeln oder zusammengefasst zu Volumenelementen in Modulen berechnet. Das Vorgehen in den Berechnungen ist für Rohrleitungsabschnitte und Volumenelemente gleich, sodass für beide das gleiche Modul eingesetzt werden kann. In Abb. 15 ist der Datenfluss zwischen dem dynamischen Modul eines Leitungsabschnitts und den angrenzenden stationären Modulen dargestellt.

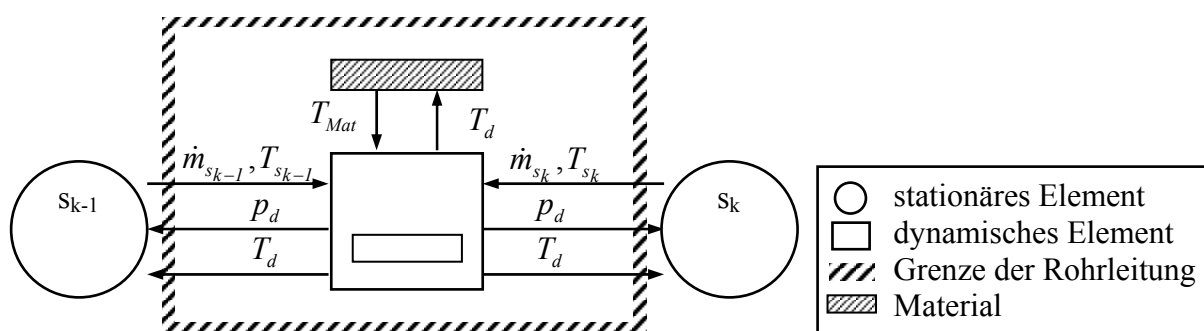


Abb. 15: Datenfluss des Moduls für Rohrleitungen und Volumenelemente

Das dynamische Modul erhält vom davor und dahinter liegenden stationären Modul die Werte des Massenstroms und der Temperatur an Ein- und Austritt. Zusammen mit der Materialtemperatur der Struktur vervollständigt das Modul das Gleichungssystem der Gradienten für den Druck und die Temperatur im Volumen sowie für die Temperatur des Materials. Im dynamischen Modul der Leitung ergeben sich analog zu den Gleichungen (17), (18) und (21) drei Gleichungen, die mit einem numerischen Verfahren gelöst werden müssen. Die Unterschiede zwischen den Komponenten werden in den Eckdaten der Geometrie berücksichtigt.

6.2.2 Randelemente

Die Grenzen des zu simulierenden Systems werden durch Randelemente abgebildet. Da die Simulation sowohl für Abschnitte als auch für den gesamten Prüfstand durchgeführt werden kann, müssen die Randelemente die Umgebung des Systems und die Schnittstellen zu Komponenten des Prüfstands abbilden. Die Werte für Druck und Temperatur im Volumen werden vorgegeben. Die Temperatur des Materials wird der Temperatur des Volumens gleichgesetzt. Im Gegensatz zum Modul für eine Rohrleitung besitzt das Modul für einen Rand nur eine Schnittstelle zu einem angrenzenden stationären Modul. In Abb. 16 ist der Datenfluss zwischen dem dynamischen Modul eines Randes und dem stationären Modul dargestellt.

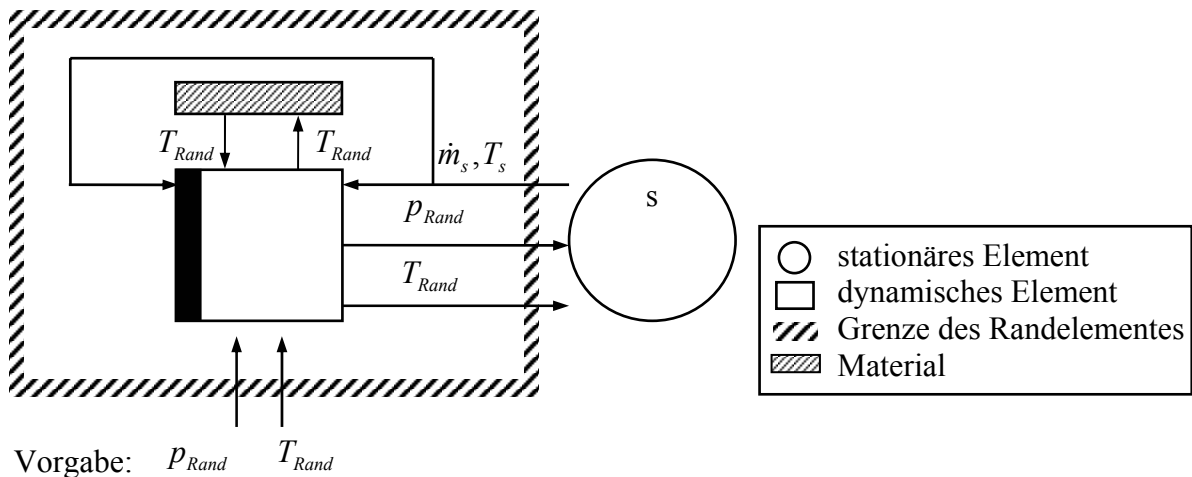


Abb. 16: Datenfluss des Moduls für Randelemente

Das stationäre Modul übergibt die Werte für Temperatur und Massenstrom sowohl an den Eintritt als auch an den Austritt des dynamischen Moduls. Das dynamische Modul vervollständigt das Gleichungssystem der Gradienten für den Druck und die Temperatur im Volumen sowie für die Temperatur des Materials. Da die Gradienten auf Grund der sich entsprechenden Bedingungen an Ein- und Austritt und auf Grund der unterbundenen Wärmeübertragung zwischen Struktur und Volumen „0“ ergeben, entsprechen Druck und Temperatur den Vorgabewerten. Diese Vorgabewerte können wahlweise konstant oder zeitlich variabel sein. Auf Grund der Struktur der Berechnung ist die Vorgabe eines Volumens notwendig. Je kleiner dieses zusätzliche Volumen gewählt wird, umso geringer ist der Einfluss auf das dynamische Verhalten des Prüfstands. Für die Volumina der dynamischen Elemente gilt $V_d > 3 \text{ m}^3$. Mit dem Standartwert $V_{Rand} = 0,15 \text{ m}^3$ für das Volumen eines Randelements ergibt sich ein Verhältnis von

$$\frac{V_d}{V_{Rand}} = 20. \tag{37}$$

Durch dieses Verhältnis wird deutlich, dass der Einfluss des Volumens der Randelemente auf das dynamische Verhalten des Gesamtsystems vernachlässigbar klein ist.

6.2.3 Wärmetauscher

Als Medium zur Kühlung wird Wasser oder Sole eingesetzt. Zur Lufterhitzung wird durch Dampf erhitztes Wasser verwendet. Im dynamischen Modul werden die Masse und das Luftvolumen des Wärmetauschers berücksichtigt. Der Druckverlust infolge der Strömung durch Rippenrohrbündel wird in einem separaten stationären Modul nach Gleichung (7) berechnet. Die Vorgehensweise zur Berechnung der Austrittstemperatur der Luft wird an einem zur Kühlung eingesetzten Gegenstromwärmetauscher gezeigt. In Abb. 17 ist der Datenfluss zwischen den Modulen des Wärmetauschers und den Modulen der angrenzenden Komponenten des Höhenprüfstands dargestellt.

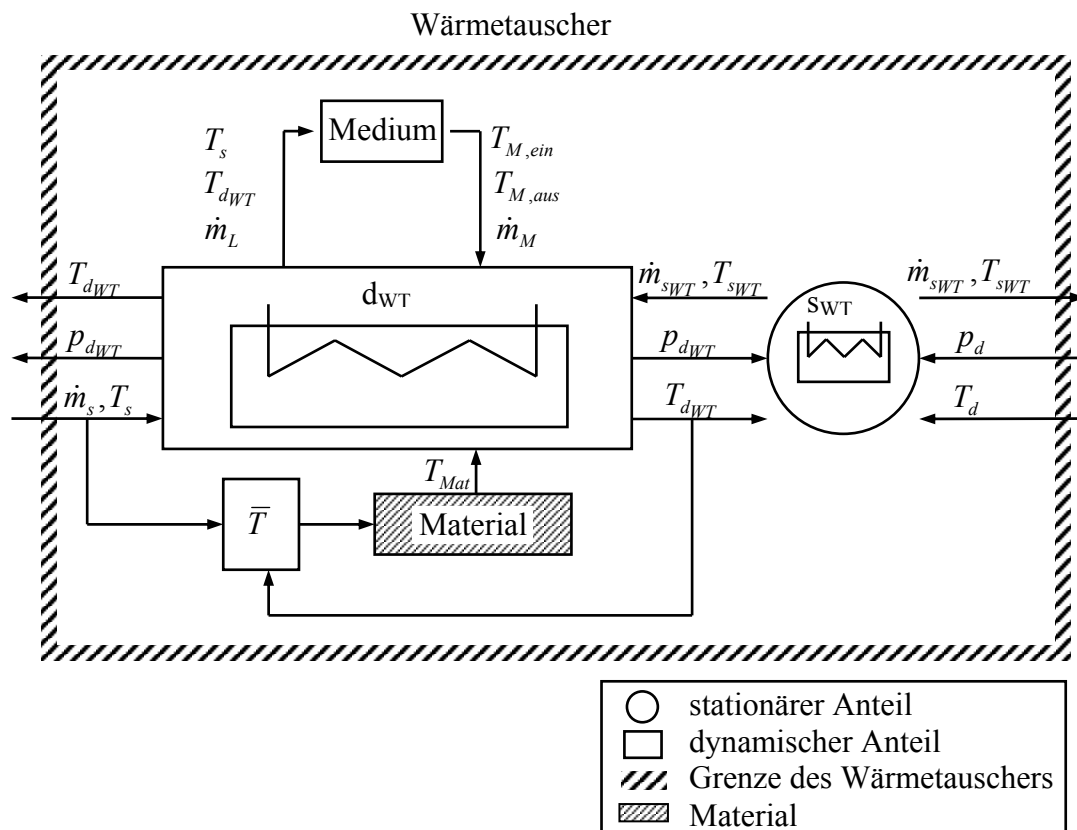


Abb. 17: Datenfluss der Module für einen Wärmetauscher

Das Modul zur Berechnung des stationären Verhaltens des Wärmetauschers erhält vom davor und dahinter liegenden dynamischen Modul die Drücke und Temperaturen an Ein- und Austritt und berechnet hieraus die Werte für Massenstrom und Temperatur. Das Modul zur Berechnung des dynamischen Verhaltens erhält vom davor und dahinter liegenden stationären Modul die Werte für Massenstrom und Temperatur an Ein- und Austritt. Die mit dem Medium ausgetauschte Wärmemenge wird mit den Lufttemperaturen an Ein- und Austritt des Wärmetauschers, dem Luftmassenstrom und der Eintrittstemperatur sowie dem Massenstrom des Mediums berechnet. Nach [96] wird bei konstanten Wärmekapazitäten $c_{p,L}$ und $c_{p,M}$ mit den Wärmekapazitätsströmen für Luft

$$w_L = \dot{m}_L \cdot c_{p,L} \quad (38)$$

und Medium

$$w_M = \dot{m}_M \cdot c_{p,M}, \quad (39)$$

mit dem Wärmedurchgangskoeffizienten k und der wärmeübertragenden Fläche A_{WT} die Wärmeübertragerfunktion

$$\phi = \frac{1 - \exp\left[-\left(1 - \frac{w_L}{w_M}\right) \cdot \frac{k \cdot A_{WT}}{w_L}\right]}{1 - \frac{w_L}{w_M} \cdot \exp\left[-\left(1 - \frac{w_L}{w_M}\right) \cdot \frac{k \cdot A_{WT}}{w_L}\right]} \quad (40)$$

aufgestellt. Die Fläche A_{WT} wird aus den Eckdaten der Geometrie berechnet. Der Wärmedurchgangskoeffizient k wird aus den luft- und mediumseitigen Wärmeübergangszahlen nach [86], der Wärmeleitfähigkeit des Materials der Struktur und der Materialdicke berechnet. Aus der Beziehung

$$\frac{T_{L, \text{ein}} - T_{L, \text{aus}}}{T_{L, \text{ein}} - T_{M, \text{ein}}} = \phi \quad (41)$$

zwischen Wärmeübertragerfunktion, der Temperatur der Luft an Ein- und Austritt und der Eintrittstemperatur des Mediums wird die Temperatur am Austritt des Wärmetauschers berechnet. Mit

$$\dot{Q}_{WT} = \dot{m}_L \cdot c_{p,L} \cdot (T_{L, \text{ein}} - T_{L, \text{aus}}) \quad (42)$$

ergibt sich der allein durch Wärmeübertragung zwischen Luft und Medium ausgetauschte Wärmestrom. Dieser Wärmestrom wird in der Summe aller zu- und abgeführten Wärmeströme berücksichtigt. Zur Berechnung der Materialtemperatur wird eine gemittelte Lufttemperatur eingesetzt, die durch die arithmetische Mittelung der Temperaturen an Ein- und Austritt des dynamischen Moduls gebildet wird. Im dynamischen Modul des Wärmetauschers ergeben sich analog zu den Gleichungen (17), (18) und (21) drei Gleichungen, die mit einem numerischen Verfahren gelöst werden müssen.

6.2.4 Verzweigungen

An Verzweigungen treffen drei und mehr Rohrleitungen des Höhenprüfstands zusammen. Um sie in die in Kapitel 5.3 erläuterte Struktur aufnehmen zu können, werden sie in Form von stationären und dynamischen Modulen ausgedrückt. Das Vorgehen zur Berechnung wird an Hand einer Verzweigung mit drei angeschlossenen Rohrleitungen vorgestellt. In Abb. 18 ist die Überführung einer Verzweigung aus einem gewöhnlichen Schaltschema in ein Schema zur Erstellung von Berechnungsmodulen dargestellt. Aus wenigen und unkompliziert erscheinenden Elementen des Prüfstands wird ein System aus mehreren Modulen verschiedener Klassen. In Abb. 19 ist der Datenfluss zwischen den Modulen einer Verzweigung und den dynamischen Modulen der angrenzenden Komponenten des Prüfstands dargestellt. Das dynamische Modul der Verzweigung erhält von den angrenzenden stationären Modulen die Werte für Temperatur und Massenstrom. Zusammen mit der Materialtemperatur der Struktur vervollständigt das Modul das Gleichungssystem der Gradienten für den Druck und die Temperatur im Volumen sowie für die Temperatur des Materials. Im dynamischen Modul der Verzweigung ergeben sich analog zu den Gleichungen (17), (18) und (21) drei Gleichungen, die mit einem numerischen Verfahren gelöst werden müssen. Der Druckverlust

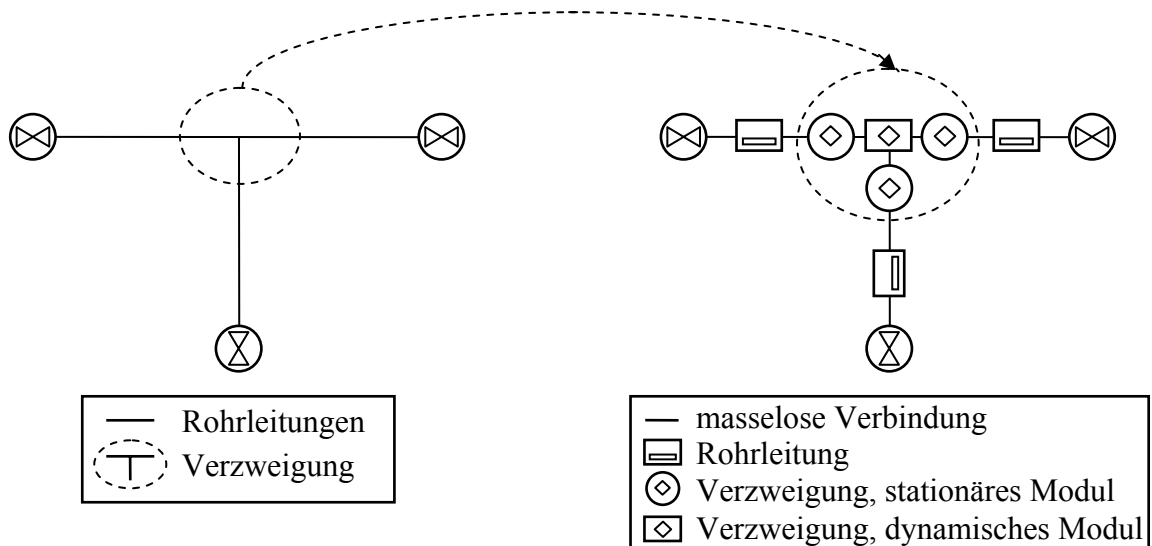


Abb. 18: Überführung einer Verzweigung in ein strukturverträgliches Schema

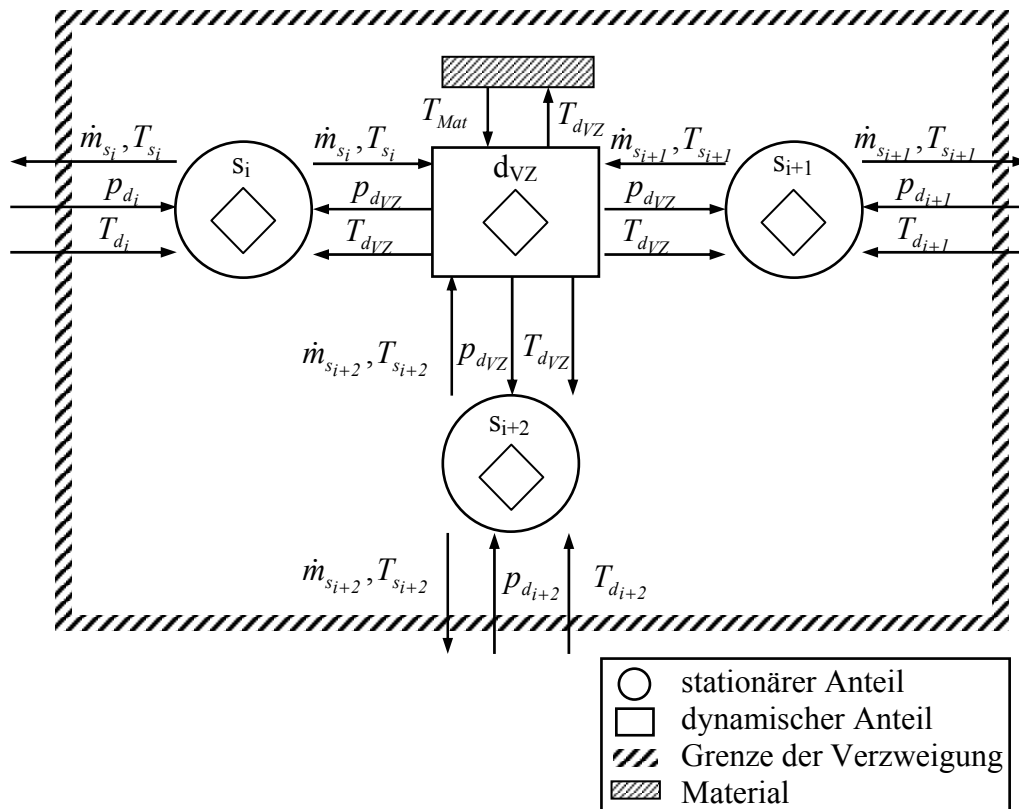


Abb. 19: Datenfluss der Module für eine Verzweigung

der Verzweigung wird in den stationären Modulen berücksichtigt. Analog zu Kapitel 6.1.1 werden aus den Werten für Druck und Temperatur die Werte der Massenströme und Temperaturen berechnet, welche an die angrenzenden dynamischen Module übergeben werden. Analog zu Kapitel 6.2.2 wird für das Volumen einer Verzweigung der Standardwert $V_{VZ} = 0,15 \text{ m}^3$ vorgegeben, dessen Einfluss auf das dynamische Verhalten des Prüfstands vernachlässigbar klein ist.

7 Simulation des Höhenprüfstands

Entsprechend der in Kapitel 5.3 beschriebenen Struktur wird aus den im vorangehenden Kapitel erläuterten Modulen eine Simulation des Höhenprüfstands erstellt. Bei der Verknüpfung der Module kann die Situation entstehen, dass zwei dynamische oder zwei stationäre Module direkt aufeinander folgen. Um die Struktur der Simulation aufrechterhalten zu können, wird ein zusätzliches stationäres bzw. dynamisches Modul zwischen die gleichartigen Module geschaltet. Dieses zusätzliche Modul besitzt die Aufgabe, Daten weiterzureichen, ohne hierbei Einfluss auf das Prüfstandsverhalten zu nehmen.

Für die Durchführung der Simulation wird ein geeignetes numerisches Lösungsverfahren vorgestellt und anschließend die Automatisierung der Berechnungen erläutert. Die erstellte Simulation wird an Hand typischer Betriebsfälle eines Teilbereiches des Höhenprüfstands validiert.

7.1 Numerisches Lösungsverfahren

Die Auswahl des geeigneten numerischen Lösungsverfahrens richtet sich nach der Komplexität des Differentialgleichungssystems und nach einem Kompromiss aus den Anforderungen an Stabilität, Genauigkeit, Rechengeschwindigkeit und Benutzerfreundlichkeit einer Simulation. In einem ersten Schritt werden mit den charakteristischen Eigenschaften des Differentialgleichungssystems die geeigneten Integrationsalgorithmen ausgewählt. Die unterschiedlich großen Einflüsse der dynamischen Komponenten des Höhenprüfstands werden durch die Größenordnung der Zeitkonstanten in den Differentialgleichungen wiedergegeben. Große Zeitkonstanten ergeben sich bei langsamen dynamischen Vorgängen und erlauben die Vorgabe von großen Schrittweiten. Kleine Zeitkonstanten ergeben sich bei schnellen dynamischen Vorgängen und verlangen kleine Schrittweiten. Da sich die Zeitkonstanten der Komponenten des Höhenprüfstands um das 100-fache voneinander unterscheiden können, ergibt sich aus den Gleichungen der dynamischen Module ein steifes Differentialgleichungssystem. Nach [19], [33] und [26] ermöglicht die Methode mit der Bezeichnung *Backward Differentiation Formula* von C.W. Gear die Lösung solcher Gleichungssysteme. Das BDF-Verfahren ist ein Prädiktor-Korrektor-Verfahren mit einem Polynomansatz im Prädiktor. Es basiert auf dem Ansatz, die Ableitung der Lösung durch zurückliegende Differenzen anzunähern. Zur Erläuterung des Verfahrens

wird im Folgenden auf die allgemeine Vorgehensweise zur numerischen Lösung von Differentialgleichungen eingegangen. Ausgehend vom Anfangswertproblem

$$\frac{dy}{dx} = f(x, y) \text{ bzw. } y' = f(x, y(x)) \quad (43)$$

mit

$$y(x_0) = y_0 \quad (44)$$

Folgt aus der Integration von Gleichung(39) über dem Intervall $[x_t, x_{t+1}]$

$$\int_{x_t}^{x_{t+1}} y'(x) dx = \int_{x_t}^{x_{t+1}} f(x, y(x)) dx \quad (45)$$

eine Gleichung für den Wert y_{t+1} an der Stelle x_{t+1} zum Zeitpunkt $t + 1$

$$y_{t+1} = y(x_{t+1}) = y(x_t) + \int_{x_t}^{x_{t+1}} f(x, y(x)) dx. \quad (46)$$

Die numerischen Verfahren zur Lösung des Anfangswertproblems unterscheiden sich durch die Methoden zur näherungsweisen Berechnung des Integrals in Gleichung (46). Diese Methoden lassen sich in Einschrittverfahren und Mehrschrittverfahren einteilen. Einschrittverfahren verwenden zur Berechnung eines weiteren Näherungswertes y_{t+1} an der Stelle x_{t+1} nur *einen* vorangehenden Wert y_n . Mehrschrittverfahren hingegen verwenden $s + 1$ vorangehende Werte $y_{t-s}, y_{t-s+1}, \dots, y_t$ mit $s \geq 1$ zur Berechnung von y_{t+1} . Unter den Ein- und Mehrschrittverfahren nimmt das Prädiktor-Korrektor-Verfahren einen besonderen Platz ein. Der Lösungsweg einer Differentialgleichung nach diesem Verfahren ist in Abb. 20 graphisch dargestellt und lässt sich in drei Abschnitte unterteilen. Im ersten Abschnitt, dem Prädiktor, wird eine Schätzung des nächsten Wertes $y_{t+1}^{(0)}$ über ein explizites Ein- oder Mehrschrittverfahren bestimmt. Anschließend wird mit diesem Wert der Gradient y'_{t+1} berechnet und im zweiten Abschnitt eine Evaluation vorgenommen. Im dritten Schritt wird mit dem Algorithmus des Korrektors implizit ein neuer Wert $y_{t+1}^{(1)}$ berechnet. Mit diesem neuen Wert wird ein neuer Gradient berechnet, beurteilt und wieder über den Korrektor ein weiterer Näherungswert $y_{t+1}^{(2)}$ berechnet. Die Anzahl der Verbesserungen bzw. Korrekturen $y_{t+1}^{(1)}, y_{t+1}^{(2)}, \dots$ werden durch eine Zahl in der hochgestellten Klammer gekennzeichnet. Die letzten beiden Schritte *Evaluation* und *Korrektor* ergeben einen iterativen Prozess. Die Iteration wird abgebrochen, sobald in der Evaluation ein zuvor bestimmtes Gütekriterium erfüllt wird. Im Gegensatz zu den sonst üblichen Gewichtungsfunktionen im Prädiktor nach Simpson, Bode oder Adams und Moulton ([26], [66]) bietet der Polynomansatz nach Gear die Unabhängigkeit des Verfahrens von der Schrittweite α . Lösungsverfahren mit konstanter Schrittweite neigen in der Nähe des Gleichgewichtszustands zu Oszillation bis hin zu

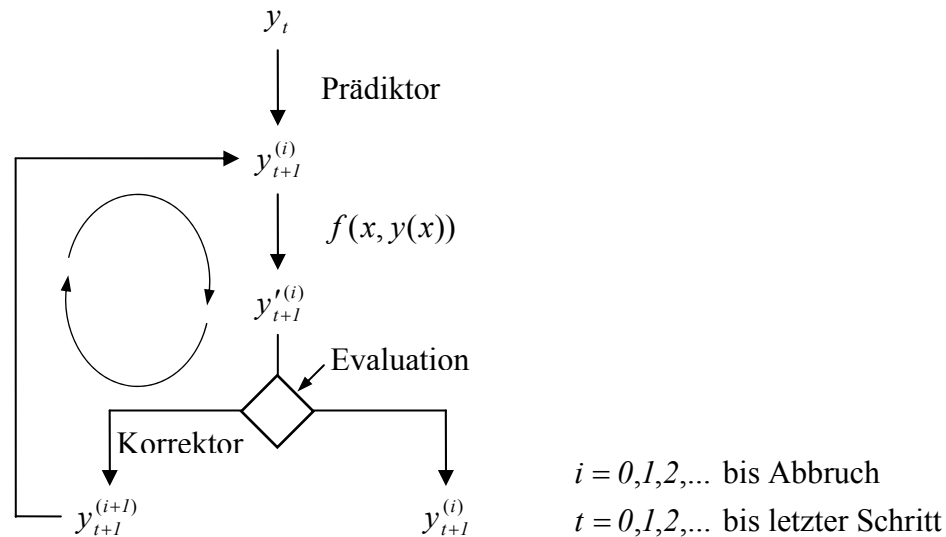


Abb. 20: Lösungsweg einer Differentialgleichung mit dem Prädiktor-Korrektor-Verfahren

Instabilität ([26], [66]). Hieraus ergibt sich die Forderung nach einem Verfahren mit variabler Schrittweite. Bei flachen Transienten arbeiten diese Verfahren mit großen Schrittweiten und bei steilen Transienten mit kleinen Schrittweiten. Da kleine Schrittweiten einen höheren Rechenaufwand zur Folge haben, erhöht sich die für die Berechnungen benötigte Zeit. Diesem numerischen Problem wird mit der in Kapitel 5 erläuterten Formulierung der Differentialgleichungen begegnet, welche eine Reduzierung des Rechenaufwands bewirkt. Das Auftreten von Oszillationen lässt sich auch bei Lösungsverfahren mit variabler Schrittweite nicht vermeiden. Bei kleiner Amplitude und großer Periodendauer haben diese Oszillationen jedoch keine negative Auswirkung auf das Ergebnis. Um die Berechnung vor Instabilität zu bewahren, sollte das Verfahren die Möglichkeit bieten, den Betrag der Amplitude auf ein vordefiniertes Toleranzband einzuschränken. Hieraus lässt sich eine allgemeine Anforderung an die Anwenderfreundlichkeit des Verfahrens ableiten. Das numerische Lösungsverfahren sollte einerseits die Möglichkeit bieten, mit geringem Aufwand Einfluss auf die Durchführung der Berechnungen zu nehmen und andererseits dem Anwender kein tiefer gehendes numerisches Fachwissen abverlangen. Da das Lösungsverfahren als Bestandteil der Simulation in ein Programm implementiert werden soll, ist eine frei verfügbare Umsetzung der Integrationsalgorithmen in eine Hochsprache notwendig. Basierend auf den genannten Kriterien wird das Programm DDASPK.FOR [62] in der Programmiersprache FORTRAN ausgewählt. Es beinhaltet ein BDF-Verfahren zur Lösung steifer Differentialgleichungssysteme und verfügt über die automatisierte Suche nach einer geeigneten und demzufolge variablen Schrittweite. Die Vorgabe von lokaler und globaler Toleranz, der Jacobimatrix und einer Vielzahl weiterer Einstellungen zu Abbruchkriterien, Startwerten, etc. ist möglich, jedoch nicht zwingend erforderlich. Zur Definition des Differentialgleichungssystems sind in jedem Zeitschritt die Residuen

$$DELTA = G(T, Y, YPRIME), \quad (47)$$

der Startzeitpunkt T und der Endzeitpunkt $TOUT$ des Integrationsintervalls anzugeben. Die Vektoren der Zustände Y und der Ableitungen $YPRIME$ müssen nur zum Startzeitpunkt angegeben werden. Hierbei gilt zu berücksichtigen, dass sich das System zum Startzeitpunkt im Gleichgewichtszustand befindet, woraus sich die Bedingung

$$G(T, Y, YPRIME) = 0 \quad (48)$$

ergibt. Sollte die Notwendigkeit bestehen, Einfluss auf die Berechnungen im Lösungsverfahren zu nehmen, so steht in [62] eine ausführliche Dokumentation mit entsprechenden Anweisungen zur Verfügung.

7.2 Automatisierung der Simulation

Die Struktur der Automatisierung mit den wichtigsten Ein- und Ausgabegrößen wird in Abb. 21 schematisch dargestellt. Die Programmierung erfolgt mit Hilfe einer Entwicklungsumgebung für Fortran [49]. In einem Hauptprogramm werden nacheinander drei Unterprogramme ausgeführt. Im ersten Unterprogramm wird die Initialisierung durchgeführt. Hierfür werden aus Textdateien Daten bzgl. Konfiguration, Simulationsparameter, Kennfelder, Konstanten, Stellgrößen und Zustandsgrößen der Ränder eingelesen. Aus diesen

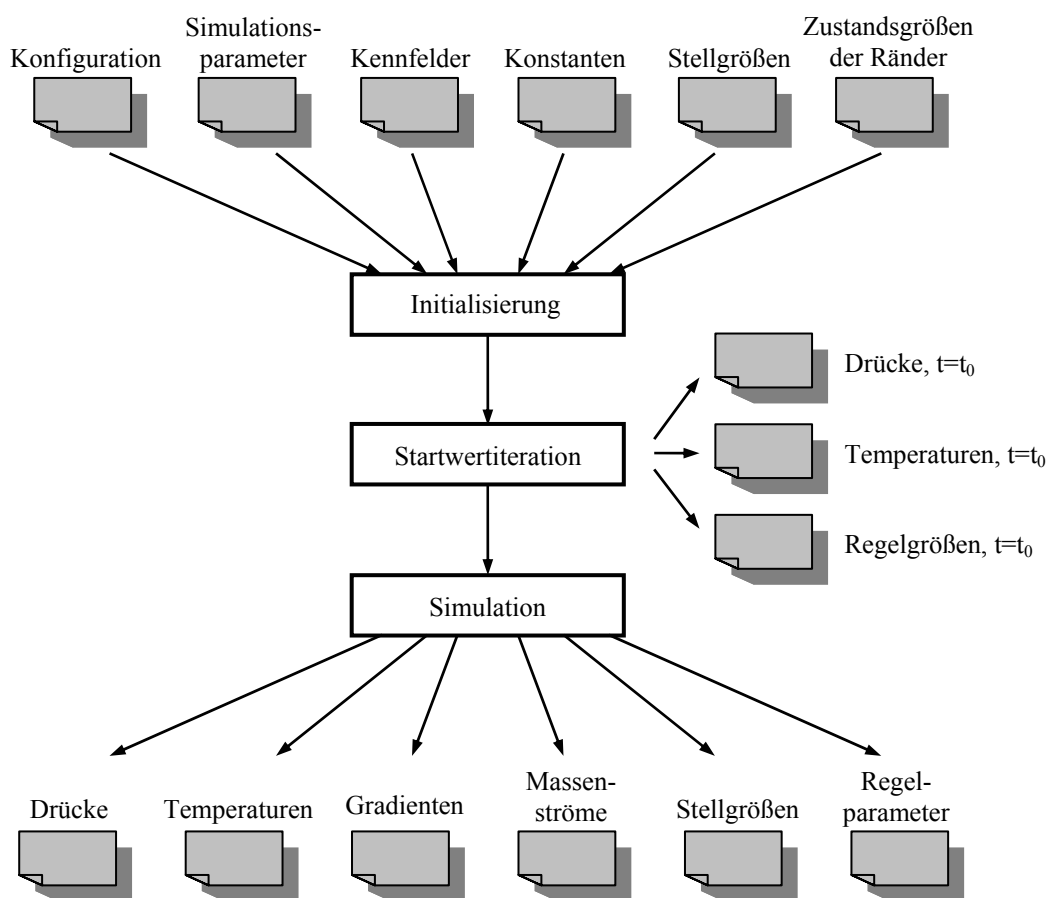


Abb. 21: Struktur der Automatisierung mit Ein- und Ausgabegrößen

Daten werden die Konfiguration des zu simulierenden Prüfstandsbereichs und die Dimensionen von Vektoren und Feldern ermittelt. Anschließend werden die Zustandsvektoren und Felder mit Geometrien, Materialkonstanten und weiteren charakteristischen Größen der zu simulierenden Komponenten aufgestellt. Für den Start einer Simulation müssen die Werte für Druck und Temperatur in den dynamischen Modulen gegeben sein. Da nicht für alle Komponenten Messwerte aus Versuchen vorliegen, mit denen die Module initialisiert werden können und da die Simulation aus beliebigen Betriebspunkten heraus starten können soll, müssen die fehlenden Zustandsgrößen rechnerisch ermittelt werden. Hierfür wird ein Unterprogramm zur Startwertiteration eingesetzt. Zum Startzeitpunkt muss ein Gleichgewichtszustand vorliegen. In diesem Fall verschwinden die Gradienten für Druck und Temperatur und die Berechnungen beschränken sich auf zeitunabhängige analytisch lösbare Gleichungen. Die dynamischen Module werden zu Berechnungsknoten umgewandelt. In Abhängigkeit von den Stellgrößen und konstanten Werten für Druck und Temperatur an den Rändern werden in jedem Knoten die Erhaltungssätze für Masse und Energie aufgestellt. Angelehnt an [47] werden die Berechnungen in zwei ineinander geschachtelten Schleifen durchgeführt. In der äußeren Schleife werden aus den Gleichungen der Massenerhaltung bei Annahme konstanter Temperaturen verbesserte Approximationen der Drücke in den Knoten berechnet. In der inneren Schleife werden mit den Drücken aus der äußeren Schleife die Massenströme neu ermittelt und aus den Gleichungen der Energieerhaltung verbesserte Approximationen der Temperaturen berechnet. Die Schleifen werden wiederholt, bis die Ergebnisse in vordefinierten Toleranzbereichen liegen. Die Lösung der Gleichungen erfolgt über das in [54] beschriebene Unterprogramm HYBRD. Mit Hilfe der modifizierten Hybrid-Methode nach Powell [60] ermittelt das Programm die Nullstellen für n nichtlineare Gleichungen mit n Unbekannten. An die hieraus erhaltenen Ergebnisse für Druck und Temperatur müssen die Regelgrößen der Wärmetauscher angepasst werden, sodass die Simulation aus einem Gleichgewichtszustand starten kann. Der Massenstrom der Medien in den Wärmetauschern wird hierbei durch eine Regelung in Abhängigkeit der Sollaustrittstemperatur eingestellt. Diese Regelung wird in vereinfachter Form in der Simulation abgebildet. Mit den Ergebnissen aus der Startwertiteration wird im folgenden Unterprogramm die Simulation durchgeführt. Die Ausgabe besteht aus den Werten der Drücke, Temperaturen, Gradienten, Massenströme, Stellgrößen und Regelgrößen am Ende eines jeden Integrationsintervalls. Die Archivierung erfolgt mit Textdateien im ASCII-Format. Aus Abb. 22 wird die Struktur des Unterprogramms für die Simulation ersichtlich. In das Unterprogramm werden der Startzeitpunkt t_{Start} , der Endzeitpunkt t_{End} , die Länge des Integrationsintervalls t_{Int} und der Zustandsvektor Y übergeben. Aus den ersten drei Werten wird die Anzahl der Wiederholungen für die Simulationsschleife berechnet. Durch ein Unterprogramm werden Stellgrößen wie Öffnungswinkel der Klappen und Leitschaufelstellungen der Verdichter bereitgestellt. Im folgenden Unterprogramm werden nacheinander alle stationären Module aufgerufen und in Abhängigkeit von den Stellgrößen und mit den Drücken und Temperaturen aus dem Zustandsvektor die Werte für Temperatur und Massenstrom berechnet. Das Unterprogramm zur Berechnung der dynamischen Komponenten ruft nacheinander alle dynamischen Module auf und vervollständigt mit den

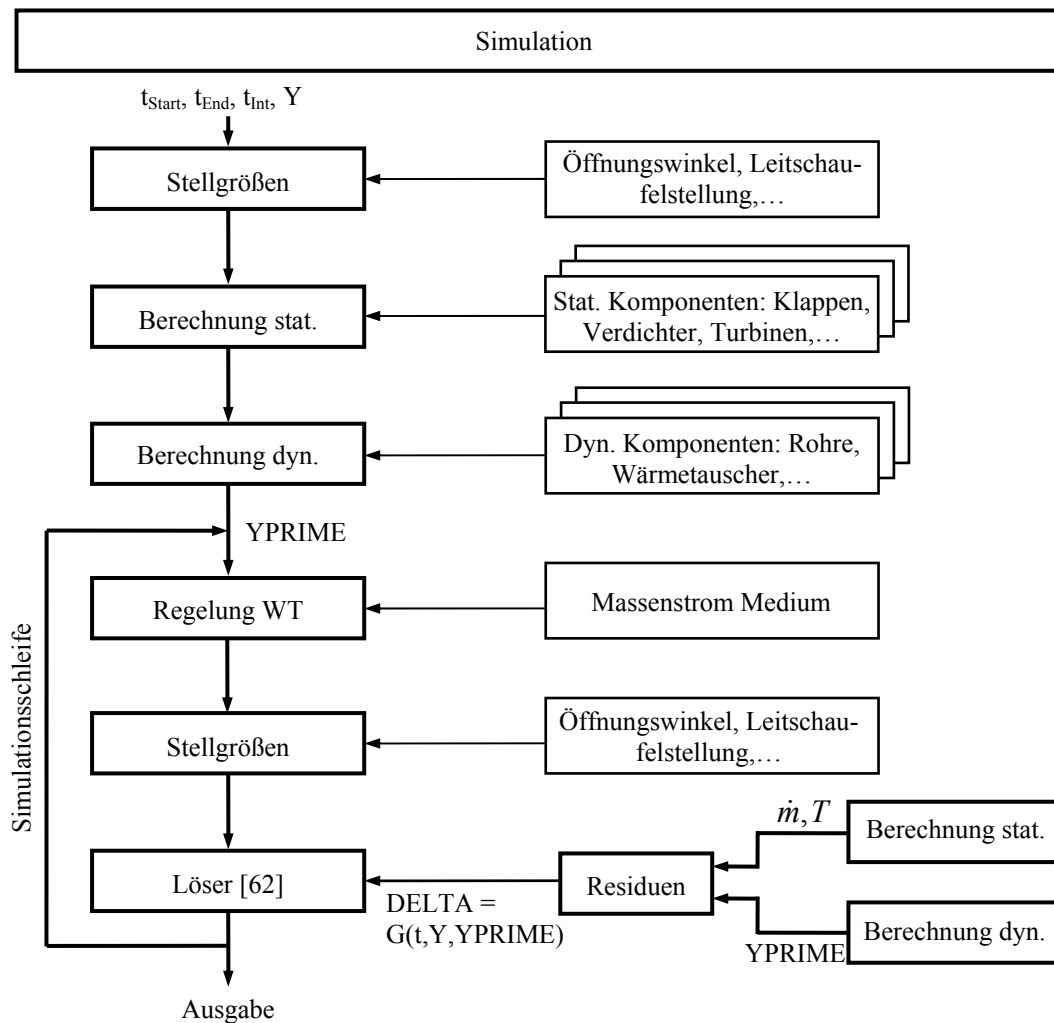


Abb. 22: Struktur des Unterprogramms für die Simulation

Werten für Massenstrom und Temperatur aus den stationären Modulen die Gleichungen für die Gradienten von Druck und Temperatur im Volumen sowie für die Temperatur des Materials. Die Gradienten werden im Vektor $YPRIME$ abgelegt und in die Simulationsschleife übergeben. Zu Beginn der Schleife werden in einem Unterprogramm die Regelgrößen der Wärmetauscher berechnet. Hierfür werden die Berechnungen in Kapitel 6.2.3 in rekursiver Form durchgeführt. Gesucht ist der Massenstrom des Mediums, mit dem bei gegebenen Eintrittstemperaturen für Luft und Medium die Solltemperatur der Luft am Austritt des Wärmetauschers erreicht wird. Hierfür wird mit Gleichung (41) die Wärmeübertragerfunktion ϕ berechnet. Auf Grund des Exponentialausdrucks lässt sich Gleichung (40) nicht analytisch nach dem Wärmekapazitätsstrom w_M auflösen. Die numerische Lösung ist mit einem erheblichen zusätzlichen Rechenaufwand verbunden. Um die Rechenzeit nicht unnötig zu erhöhen und hierdurch die Echtzeitfähigkeit in Frage stellen zu müssen, wird an Stelle der numerischen Lösung das in Abb. 23 dargestellte Kennfeld eines Gegenstromwärmetauschers nach [96] verwendet.

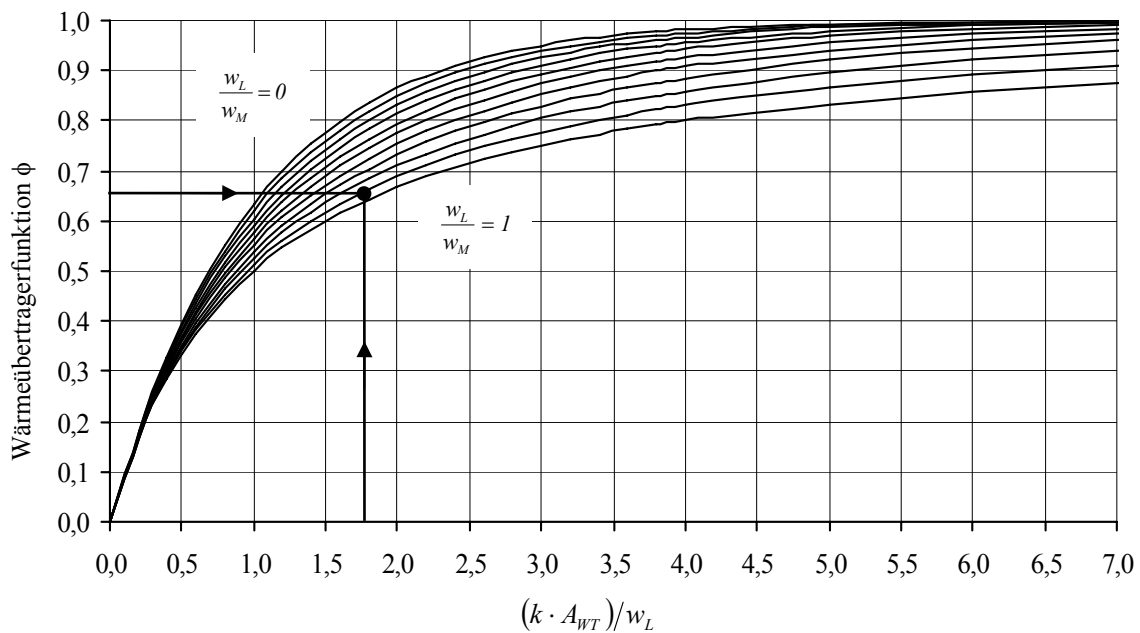


Abb. 23: Kennfeld eines Gegenstromwärmetauschers

Im Kennfeld wird die Wärmeübertragerfunktion ϕ über einem Term aufgetragen, welcher aus der wärmeübertragenden Fläche A_{WT} , dem Wärmedurchgangskoeffizienten k und dem Wärmekapazitätsstrom w_L der Luft gebildet wird. Das Verhältnis der Wärmekapazitätsströme w_L/w_M stellt den Scharparameter dar. Aus der Geometrie des Wärmetauschers und mit den Massenströmen des Mediums und der Luft werden der Wärmedurchgangskoeffizient und der Wärmekapazitätsstrom der Luft bestimmt. Für den Massenstrom des Mediums wird der Wert aus dem vorangehenden Zeitschritt verwendet. Die Änderung dieses Massenstroms innerhalb eines Zeitschrittes beträgt maximal 1% des momentanen Massenstroms. Der hierdurch entstehende Fehler im Wärmedurchgangskoeffizienten kann somit vernachlässigt werden. Zusammen mit der Fläche A_{WT} wird der Abszissenwert berechnet und mit der Wärmeübertragerfunktion aus dem Kennfeld das Verhältnis der Wärmekapazitätsströme ausgelesen (s. Markierungen Abb. 23). Mit der konstanten Wärmekapazität $c_{p,M}$ und dem Wärmekapazitätsstrom der Luft w_L ergibt sich der Massenstrom des Mediums

$$\dot{m}_M = \frac{w_M}{w_L} \cdot \frac{w_L}{c_{p,M}}. \quad (49)$$

Zur Berücksichtigung einer maximal möglichen Massenstromänderung des Mediums wird eine Begrenzung der Stellgeschwindigkeit des Regelorgans eingeführt. Die Ausgabe des Unterprogramms zur Regelung der Wärmetauscher beinhaltet den ggf. reduzierten Massenstrom des Mediums. Da die Stellgrößen zu Beginn jeden Integrationsintervalls aktualisiert werden müssen, wird das Unterprogramm zur Bereitstellung der Stellgrößen in die Simulationsschleife aufgenommen. Im letzten Unterprogramm wird die Lösung des Differentialgleichungssystems aus den dynamischen Modulen berechnet. Die benötigten Residuen werden nach Gleichung (47) berechnet und dem Lösungsverfahren zur Verfügung

gestellt. Analog zum Programmablauf außerhalb der Simulationsschleife werden hierfür zuerst alle stationären Module aufgerufen und anschließend alle dynamischen Module. Wenn die zur Vervollständigung der Simulationszeit notwendige Anzahl Wiederholungen erreicht ist, wird die Schleife beendet und die Ergebnisse werden an die Ausgabe weitergegeben.

7.3 Validierung

Die Validierung der Simulation erfolgt anhand gut abgrenzbarer Teilbereiche des Prüfstands. Da der Prüfstand im Wesentlichen aus Rohrleitungen, Klappen und Wärmetauschern besteht und die Verdichter zu den wichtigsten Komponenten für die Bereitstellung des Massenstroms zählen, sollte der Teilbereich jeweils mindestens eine dieser Komponenten beinhalten. Der in Abb. 24 dargestellte Bereich um den Verdichter V1 erfüllt diese Anforderungen und wird als Grundlage für die folgenden Untersuchungen verwendet.

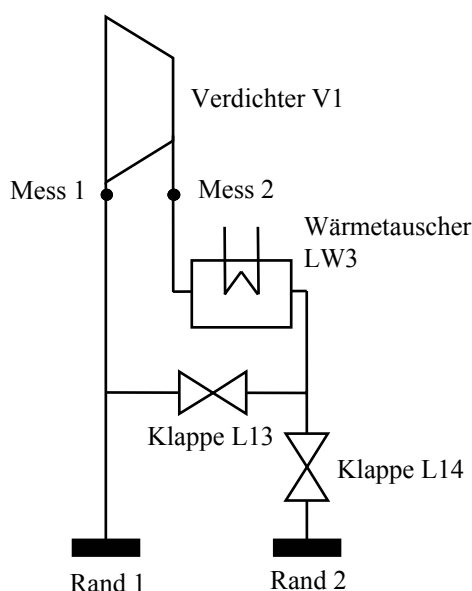


Abb. 24: Schema des Bereichs um den Verdichter V1

Der Wärmetauscher wird zur Kühlung des Massenstroms am Verdichteraustritt verwendet, um den ggf. nachfolgenden Verdichter vor thermischen Schäden zu bewahren. Die Klappe L13 wird von der Pumpverhütungsregelung angesteuert, um den Verdichter vor dem Erreichen der Pumpgrenze zu schützen. Bei den betrachteten Betriebspunkten bleibt die Klappe jedoch auf einem konstanten Öffnungswinkel stehen. Die Klappe L14 wird zur Einstellung der Prüfstandskonfiguration entweder in vollständig geschlossenem oder vollständig geöffnetem Zustand eingesetzt. Die Ränder stellen die Schnittstellen zum Prüfstand oder zur Umgebung dar. In der Simulation können an den Rändern sowohl konstante Werte, als auch beliebige Verläufe für Druck und/ oder Temperatur vorgegeben werden. Da die Verdichter im Saug- oder Staubetrieb verwendet werden, werden im Folgenden beide Fälle betrachtet. Die Überleitung von einem vereinfachten Schema des Prüfstands in ein Modul-Schema wird exemplarisch für den Saugbetrieb erläutert. In der

Validierung werden die Simulationsergebnisse mit Messwerten für Druck und Temperatur vor und nach dem Verdichter verglichen.

7.3.1 Messtechnik

Für die Messung von Differenzdrücken wird eine direkt auf den Messort aufgesetzte Einkammer-Keramikkempezzelle verwendet. Ein Messumformer erzeugt ein Ausgangssignal zwischen 4 und 20mA Gleichstrom proportional zum Druck. Die Messgenauigkeit einschließlich Linearität und Hysterese ist besser als 0,1% bezogen auf die maximale Messspanne. Der Einfluss der Prozesstemperatur beträgt maximal $\pm 0,08\%/10\text{K}$. Bei der Kalibrierung führt die Drehung der Messzelle zu einer Abweichung von maximal $\pm 2\text{mbar}$ [25]. Das System zur Messung von Relativ- oder Absolutdrücken besteht ebenfalls aus einer Keramikzelle und einem Messumformer. Die Genauigkeit der Keramikmesszelle in Abhängigkeit der Güteklassen 3 bzw. 6 beträgt $\pm 0,2\%$ bzw. $\pm 0,5\%$ bezogen auf die maximale Messspanne. Die Hysterese ist besser als 0,01%. Der Temperatureinfluss beträgt $\pm 0,15\%/10^\circ\text{C}$ für die maximale Messspanne der Messzelle. Die Messgenauigkeit ist unabhängig von der Einbaulage [24]. Das Ausgangssignal der Messumformer steht zur weiteren Verarbeitung mit den Prozessrechnern in der Warte zur Verfügung. Die Archivierung der Druckmesswerte erfolgt je nach Prozessrechner zwischen 3- und 14-mal je Sekunde. Da ein Rauschen auf den Messwerten der Drücke liegt, werden sie vor der Verwendung für die Simulation geglättet.

Zur Messung der Temperaturen werden Pt100-Elemente der Toleranzklasse B verwendet. Die Abweichung nach Kalibrierung ergibt sich aus der Summe von 0,01% des Messwertes in Kelvin und 0,05% der Messspanne. Der Einfluss der Umgebungstemperatur beträgt 0,0015% des Messwertes in Kelvin zuzüglich 0,006% der Messspanne. Diese Werte beziehen sich auf je 1 Kelvin Differenz zur Umgebungstemperatur von 23°C [61]. Der Dreileiter des Pt100-Elements wird entweder auf eine Busklemme geschaltet oder auf einen Messumformer. Von der Busklemme wird das Signal digitalisiert mittels Profibus zum Server im Leitstand weitergegeben und über Ethernet verteilt. Der Messumformer hingegen erzeugt ein Ausgangssignal zwischen 4 und 20mA und gibt es über einen A/D-Wandler direkt an einen Prozessrechner weiter. Die Messwerte für die Temperatur werden in Abhängigkeit von einem Schwellwert für die Temperaturänderung protokolliert. Wenn der Schwellwert überschritten wird, wird zum aktuellen Zeitpunkt der alte Wert und im folgenden Messzyklus der neue Wert abgelegt.

7.3.2 Saugbetrieb des Verdichters

Im ersten Fall wird der Verdichter im Saugbetrieb betrachtet. In Abb. 25 sind das Schema des im Weiteren verwendeten Teilbereichs und die Position des Bereichs im Höhenprüfstand dargestellt. Die zwei Punkte *Mess 1* und *Mess 2* kennzeichnen die Lage der Messstellen vor und nach dem Verdichter. Die Luft strömt durch den Rand 1 in den Bereich ein, wird vom Verdichter angesaugt, strömt durch den Wärmetauscher und verlässt den Bereich über den Rand 2. Die in Abb. 25 dargestellten Komponenten werden in ihre Berechnungsmodule

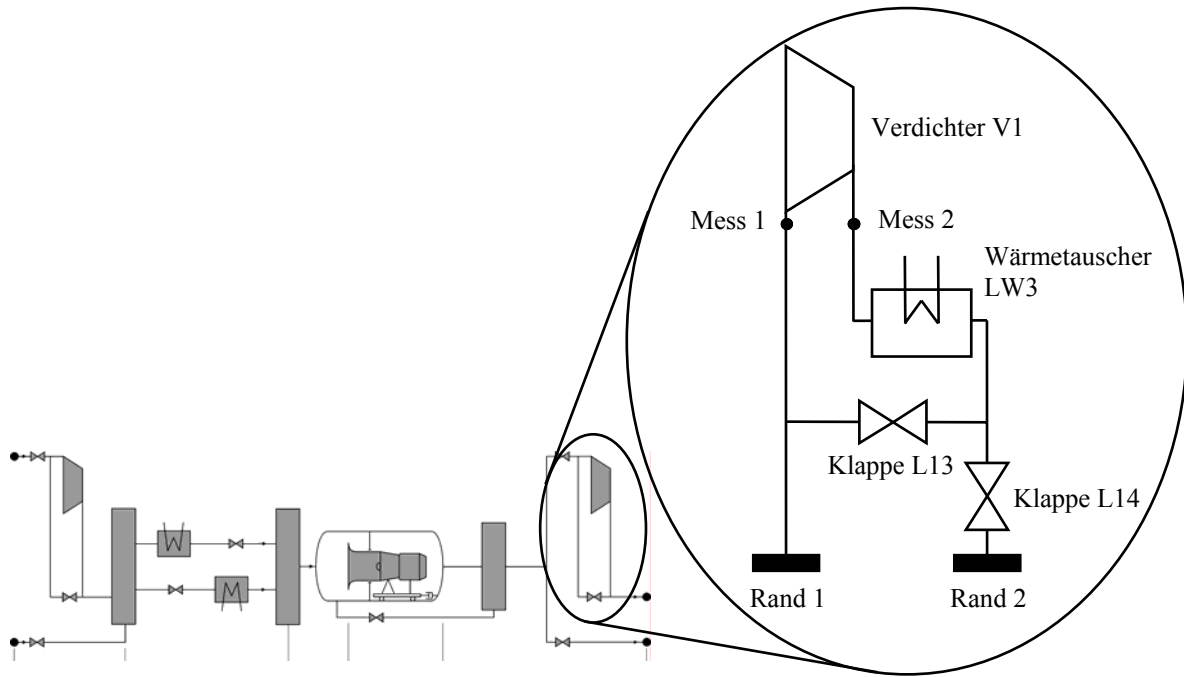


Abb. 25: Schema des Bereichs um einen Verdichter im Saugbetrieb

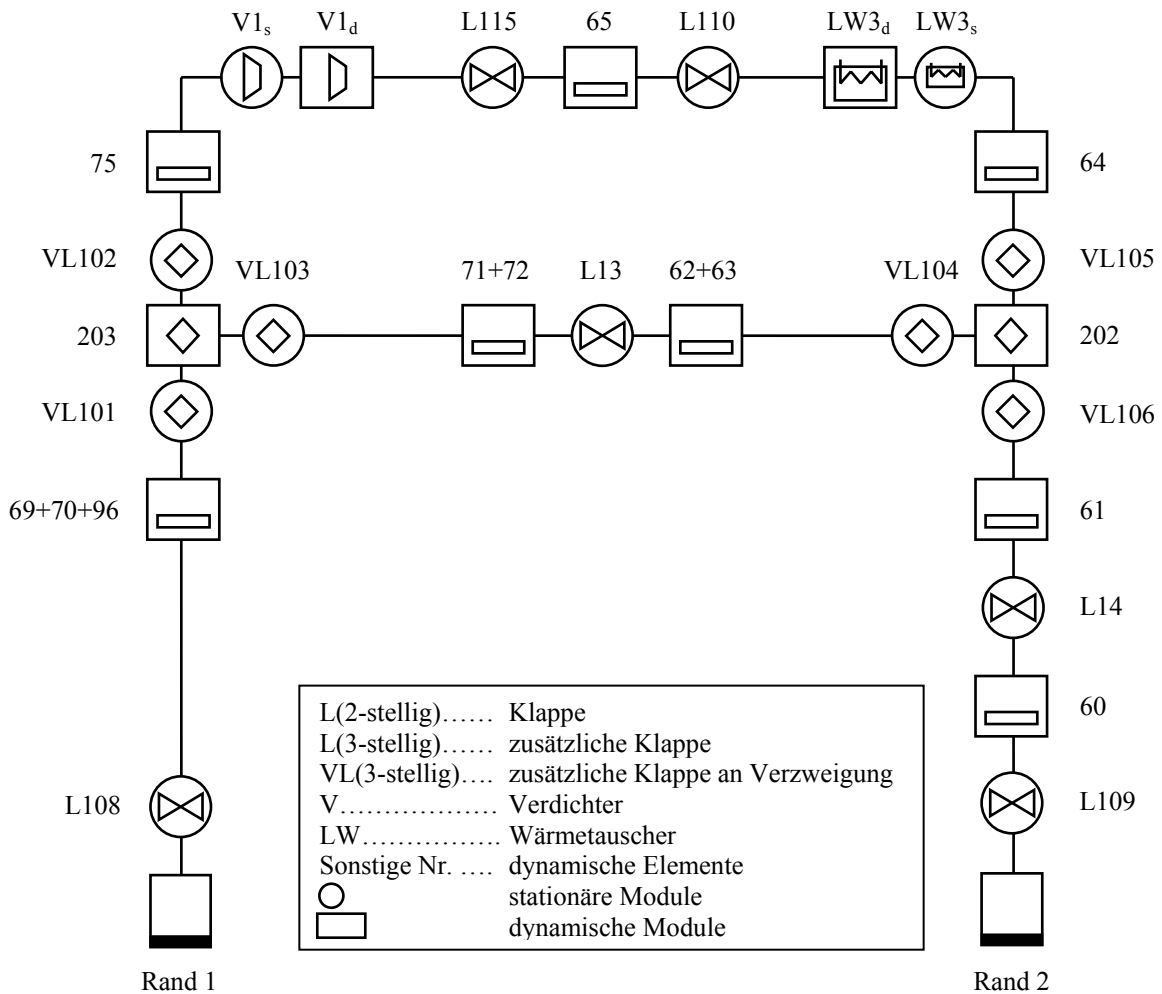


Abb. 26: Modul-Schema des Bereichs um einen Verdichter im Saugbetrieb

aufgeteilt und in das Schema in Abb. 26 überführt. Da an den Rändern die Werte für Druck und Temperatur vorgegeben werden müssen, wurde ihre Position in Abhängigkeit von den verfügbaren Messstellen des Prüfstands bestimmt. Im vorliegenden Fall erweitert sich hierdurch das Schema um die Klappe L14. Diese Klappe bleibt während des Versuchs geöffnet, sodass sich durch ihre Integration in die Simulation ein geringer Einfluss auf den Druck ergibt. In Abb. 27, Abb. 28 und Abb. 29 sind die Messwerte für Druck und Temperatur an den Rändern und die Vorgabewerte für die Simulation dargestellt.

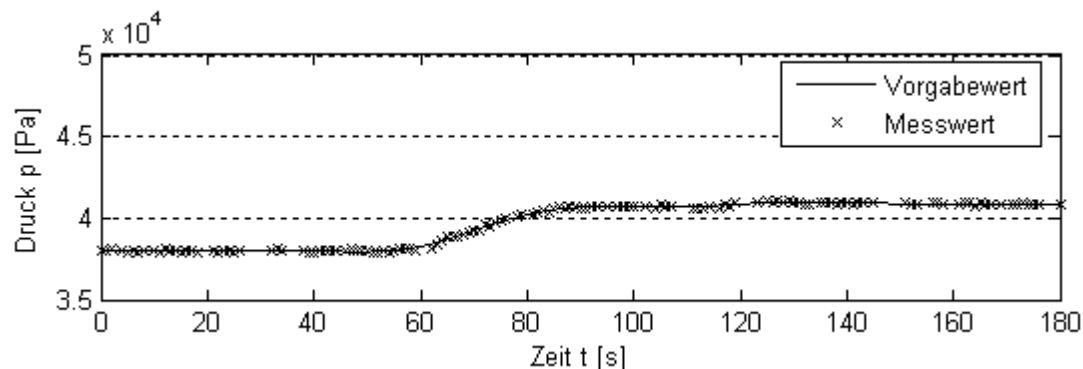


Abb. 27: Druckverlauf an Rand 1

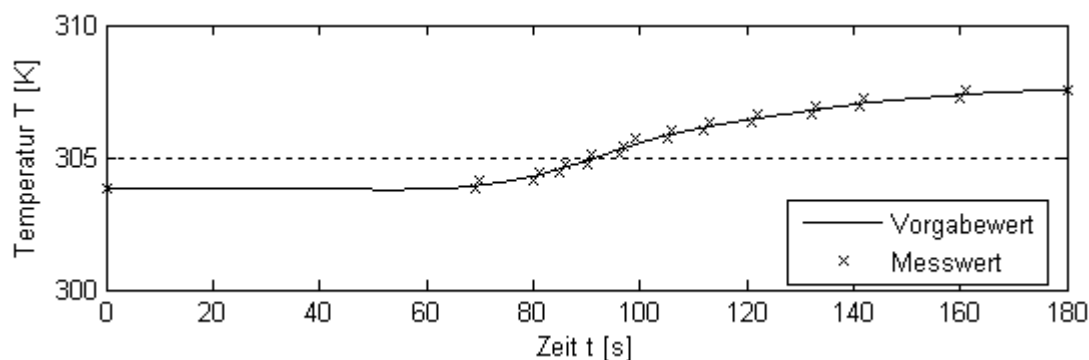


Abb. 28: Temperaturverlauf an Rand 1

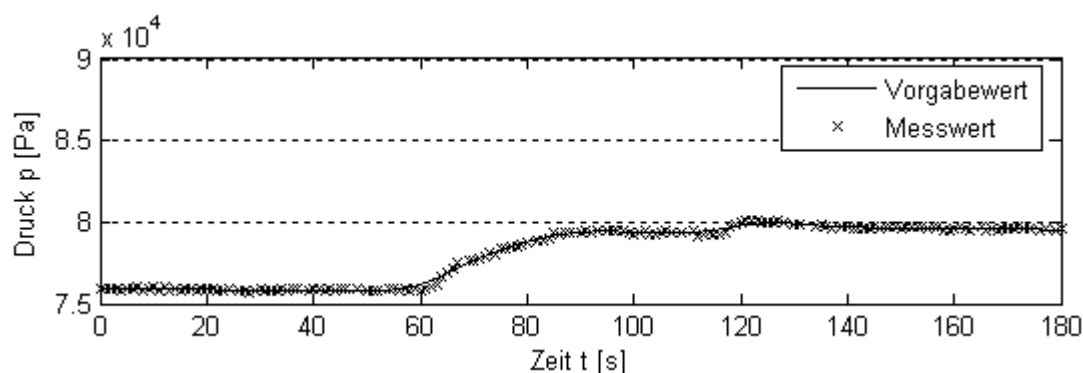


Abb. 29: Druckverlauf an Rand 2

Am Rand 1 wird eine Rampe für Druck und Temperatur vorgegeben. Das niedrige Druckniveau unterhalb des Umgebungsdrucks ist charakteristisch für den Saugbetrieb. Am Rand 2 wird ebenfalls eine Druckrampe vorgegeben. Da die Vorgabe der Temperatur des austretenden Massenstroms für die Simulation nicht von Bedeutung ist, wird sie im Folgenden nicht weiter berücksichtigt. Die Vorgabewerte müssen der Simulation zu Beginn jeden Integrations-

schritts vorliegen. Aus Abb. 28 wird ersichtlich, dass der Vorgabewert für die Temperatur aus den wenigen zur Verfügung stehenden Messwerten interpoliert werden muss. Die Klappe L13 bleibt während des Versuchs geschlossen. Die Rohrleitungen stromauf und stromab der Klappe zwischen den Verzweigungen 202 und 203 werden nicht durchströmt. Da die Volumina durch Auffüllvorgänge das dynamische Verhalten des Prüfstands beeinflussen, müssen sie

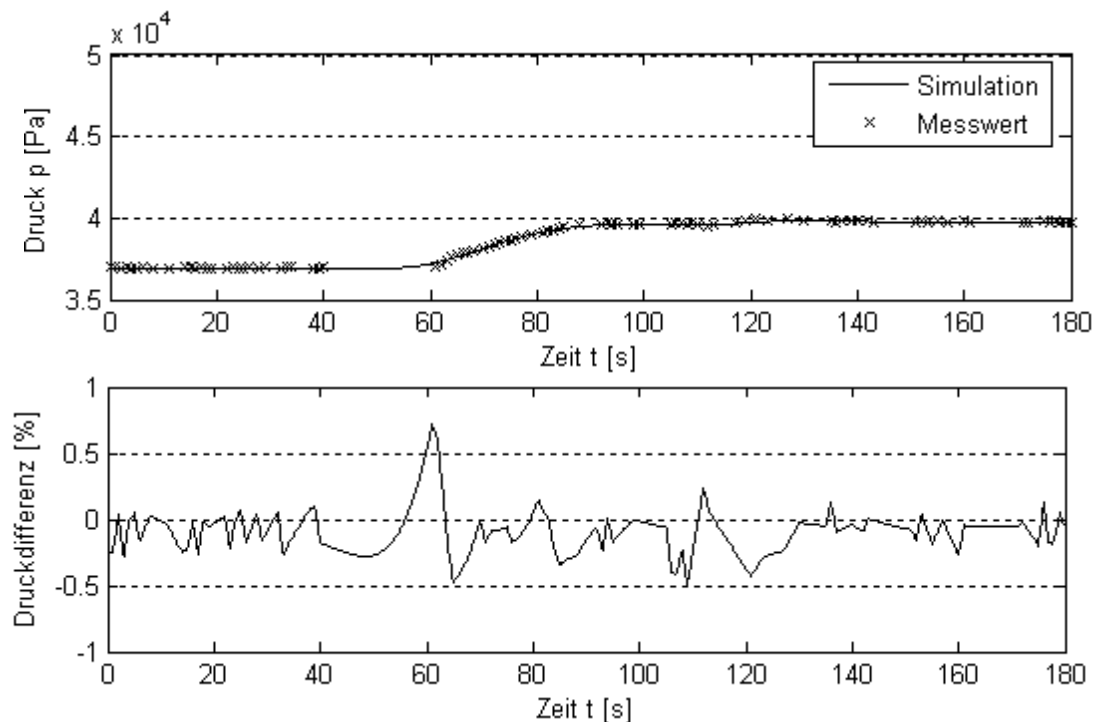


Abb. 30: Druckverlauf am Verdichtereintritt und Differenz Simulation – Messung

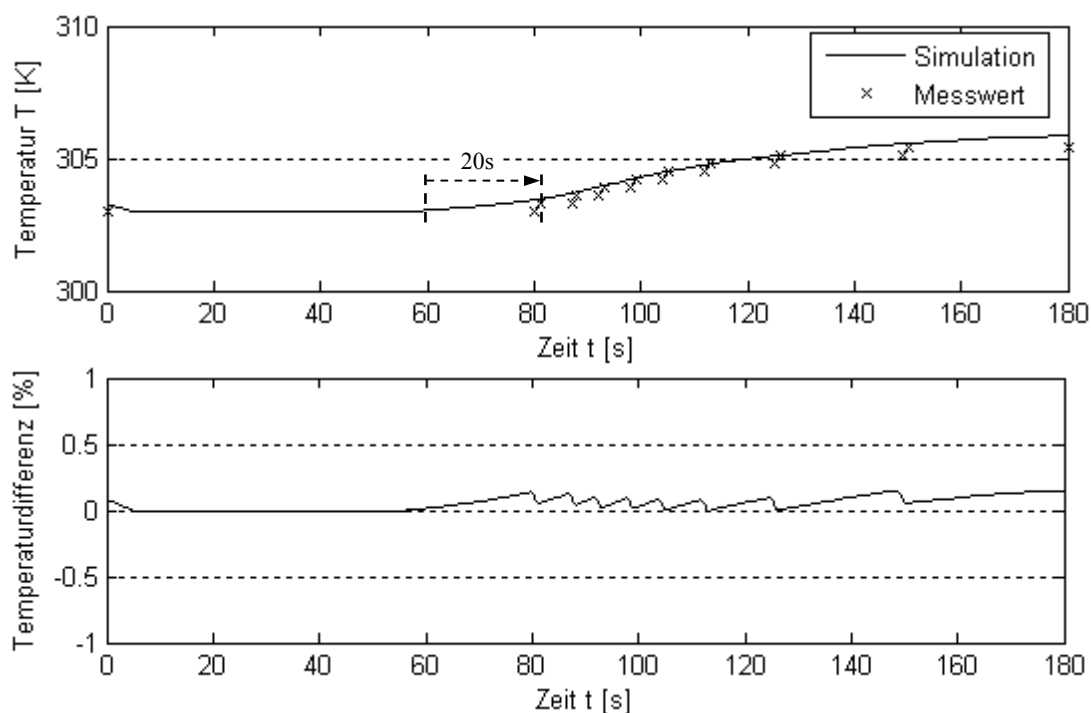


Abb. 31: Temperaturverlauf am Verdichtereintritt und Differenz Simulation - Messung

dennoch in der Simulation berücksichtigt werden. Zur Überprüfung von Druckverlust und Zeitverhalten des Abschnitts zwischen Rand 1 und Verdichtereintritt werden die Messwerte an der Stelle Mess 1 vor Verdichter mit den entsprechenden Ergebnissen aus der Simulation verglichen. In Abb. 30 und Abb. 31 werden die Ergebnisse der Simulation und die Verläufe der Messwerte für Druck und Temperatur am Verdichtereintritt dargestellt. Die Genauigkeit der Messwerte für Druck und Temperatur am Verdichtereintritt dargestellt. Die Genauigkeit der Simulation wird jeweils durch die Darstellung der auf die gemessenen Werte bezogenen Differenzen zwischen Simulationsergebnis und Messwert verdeutlicht. Die Simulationsergebnisse für den Druck und die Temperatur vor Verdichter liegen im gesamten Bereich innerhalb der Bandbreite der Streuung der Messwerte, wobei die Ergebnisse für die Temperatur zu Beginn der Rampe um ca. 1,4% über den Messwerten liegen. Diese Abweichung folgt aus der Art der Messwerterfassung für Temperaturen am Höhenprüfstand. Da die Temperatur erst nach dem Erreichen eines Schwellwertes für ihre Änderung mit einem neuen Wert gespeichert wird, steht für die Temperatur am Verdichteraustritt bis zum Zeitpunkt $t=80$ s lediglich ein konstanter Wert zur Verfügung. In der Simulation hingegen wird in jedem Zeitschritt ein neuer Wert für die Temperatur berechnet sodass sich ein kontinuierlicher Verlauf ergibt. Zur Validierung der Simulation des Verdichterverhaltens werden die Messwerte an der Stelle Mess 2 nach Verdichter und die aus Messwerten abgeleiteten Werte für Temperatur- und Druckverhältnis mit den entsprechenden Ergebnissen aus der Simulation verglichen. Die Ergebnisse für den Druck am Austritt, ersichtlich aus Abb. 32, liegen innerhalb der Bandbreite der Streuung der Messwerte.

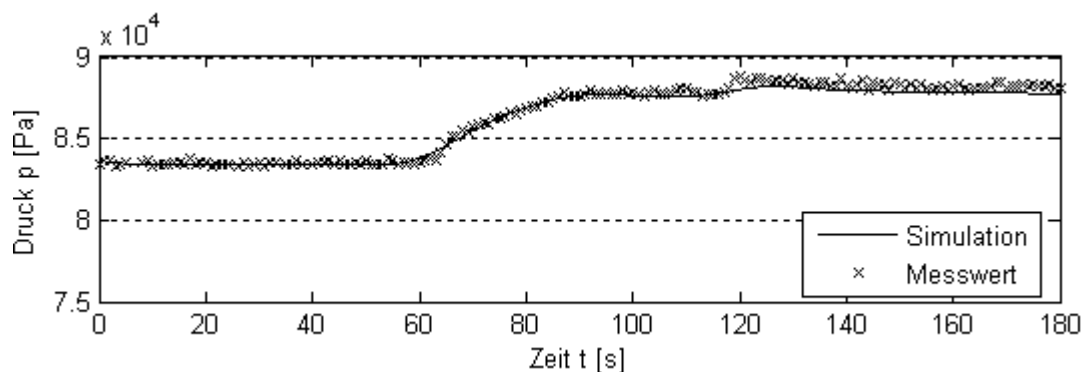


Abb. 32: Druckverlauf am Verdichteraustritt

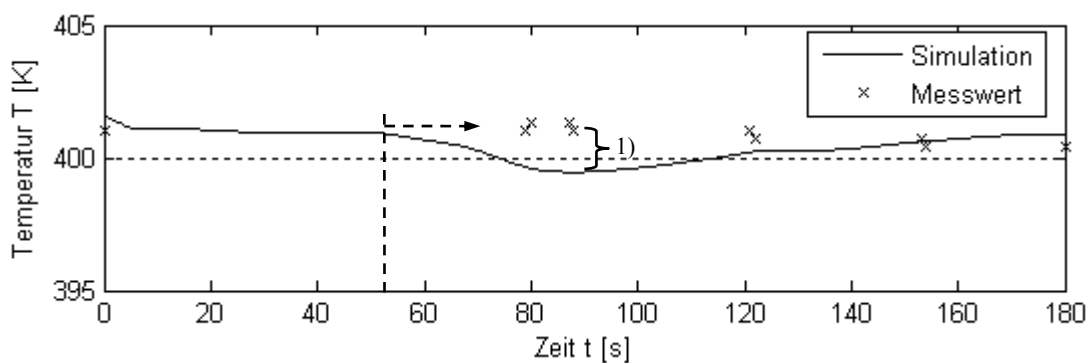


Abb. 33: Temperaturverlauf am Verdichteraustritt

Die Ergebnisse für die Temperatur in Abb. 33 stimmen mit einer maximalen Abweichung von 0,5% mit den Messwerten überein. Die ab dem Zeitpunkt $t=53$ s auftretende Differenz zwischen Simulation und Messwert, markiert mit „1)“, folgt aus der Position der Messstelle im Prüfstand. Die Messstelle befindet sich in der Rohrleitung hinter dem Verdichter, sodass der gemessene Wert lediglich eine einzelne lokale Temperatur angibt. Die vom jeweiligen Betriebszustand des Verdichters abhängigen unterschiedlichen Strömungszustände in der Umgebung der Messstelle sowie die mögliche inhomogene Temperaturverteilung über den Querschnitt finden keine Berücksichtigung. Hingegen gilt der mit der Simulation berechnete Wert für den Austrittsquerschnitt des Verdichters und unter der Annahme einer homogenen Temperaturverteilung. In den Abb. 34 und Abb. 35 werden die aus Messwerten und Simulationsergebnissen abgeleiteten Werte für Druck- und Temperaturverhältnis des Verdichters dargestellt.

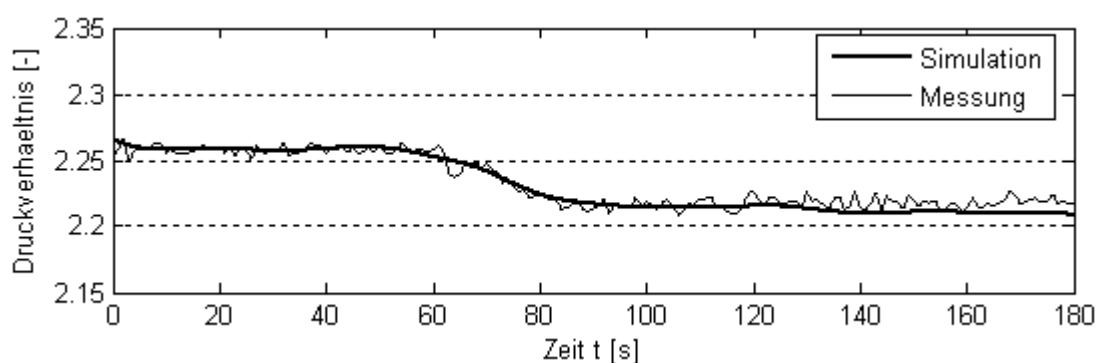


Abb. 34: Verlauf des Verdichter-Druckverhältnisses

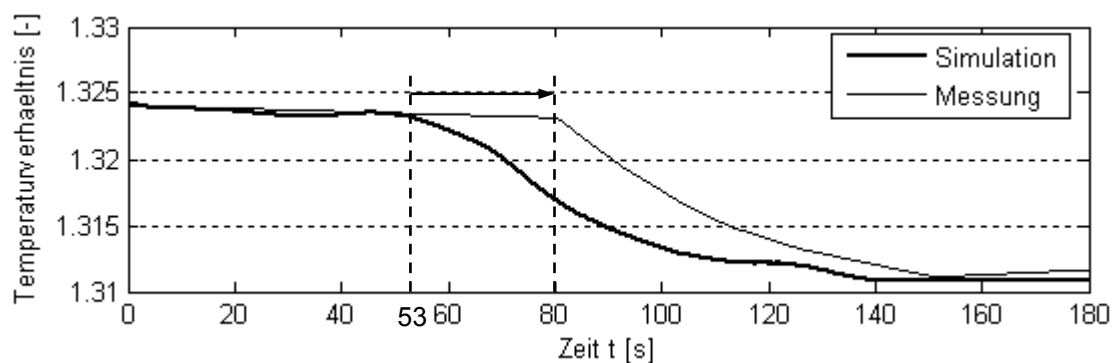


Abb. 35: Verlauf des Verdichter-Temperaturverhältnisses

Das Verdichter-Druckverhältnis stimmt mit einer maximalen Abweichung von unter 1% mit dem aus den Messwerten bestimmten Verhältnis überein. Der Verlauf des Temperaturverhältnisses aus der Simulation zeigt deutlich den Einfluss der im dynamischen Verdichtermodule abgebildeten Wärmeübergänge. Das aus Simulationsergebnissen berechnete Temperaturverhältnis beginnt ab ca. 53 s zu fallen, während das aus Messwerten gebildete Verhältnis bis zum Zeitpunkt $t=80$ s konstant bleibt. Diese Verzögerung ist eine Folge der erläuterten Messwerterfassung und der Position der Messstelle am Verdichteraustritt. Die Temperaturverhältnisse aus Simulation und Messung fallen mit einem vergleichbaren

Gradienten. Das Niveau des Temperaturverhältnisses in den stationären Bereichen zu Beginn und zum Ende des betrachteten Zeitraums wird mit guter Genauigkeit durch die Simulation erreicht. Mit der Simulation wird folglich das Verhalten des betrachteten Abschnittes ausreichend genau wiedergegeben. Für eine Identifikation des Prüfstands muss jedoch die Messtechnik verbessert werden.

7.3.3 Staubetrieb des Verdichters

Zur Validierung des Zeitverhaltens des Verdichters wird eine weitere Simulation durchgeführt und die Ergebnisse mit Messwerten aus dem Versuch verglichen. Durch die Verwendung des Verdichters im Staubetrieb ergeben sich geringfügige Änderungen in der Konfiguration. In Abb. 36 wird das Schema des betrachteten Teilbereichs und seine funktionelle Position im Höhenprüfstand dargestellt.

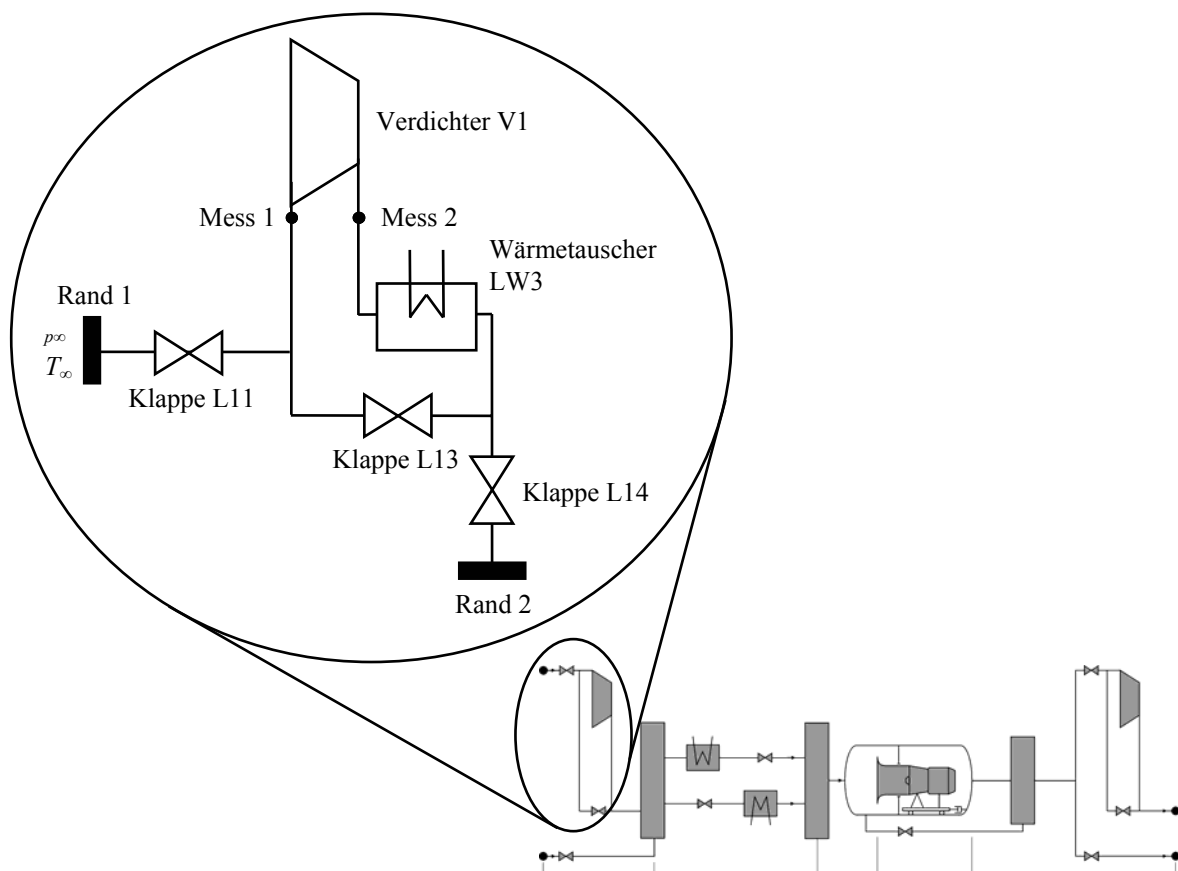


Abb. 36: Schema des Bereichs um einen Verdichter im Staubetrieb

Der Eintritt in den Bereich wird analog zu den vorangehenden Betrachtungen mit *Rand 1* gekennzeichnet. Da dieser Rand die Schnittstelle zur Umgebung darstellt, entsprechen Druck und Temperatur konstanten Umgebungsbedingungen mit $p_{\infty}=95500$ Pa und $T_{\infty}=275$ K. Mit der Klappe L11 wird die Verbindung zur Umgebung freigegeben. Durch den Öffnungsgrad der Klappe kann der Massenstrom reduziert und hierdurch der Verdichter angedrosselt werden. Im betrachteten Versuch wird die Klappe vollständig geöffnet, sodass sich ein maximaler Massenstrom aus der Umgebung einstellen kann. Der Simulation werden die

Werte für die konstanten Umgebungsbedingungen an Rand 1 und für den Druck an Rand 2 vorgegeben. Die Klappe L13 bleibt während des Versuchs geschlossen. Im Folgenden werden die Messwerte an der Stelle Mess 2 nach dem Verdichter und die aus den Messwerten der Stellen Mess 1 und Mess 2 abgeleiteten Werte für Temperatur- und Druckverhältnis mit den entsprechenden Ergebnissen aus der Simulation verglichen. Die Ergebnisse der Simulation für den Druck am Verdichtereintritt liegen innerhalb der Streuung der Messwerte. Die Abweichung der Simulationsergebnisse zum Mittelwert der Messwerte beträgt weniger als 1%. Die Werte für die Verdichtereintrittstemperatur aus Simulation und Messung stimmen überein. In den Abb. 37 und Abb. 38 sind die Ergebnisse aus der Simulation und die Verläufe der Messwerte für Druck und Temperatur nach dem Verdichter dokumentiert. Die vergrößerten Ausschnitte zeigen jeweils die Verläufe von Druck und Temperatur im Zeitbereich des Druckabfalls. Die Vorgabe des Druckabfalls an Rand 2 prägt den dargestellten fallenden Druckverlauf am Austritt des Verdichters auf. Hieraus resultiert ein Absinken des Druckverhältnisses, wodurch sich der Betriebspunkt des Verdichters und die Temperatur am Austritt ändern. Der Druckverlauf beginnt ab ca. 5s Simulationszeit zu fallen, wohingegen der Temperaturverlauf erst nach ca. 10s abfällt. Auf Grund der Wärmeübertragung zwischen der Luft im Volumen und dem Material in der Struktur des Verdichters tritt die Änderung der Temperatur am Austritt mit einer entsprechenden zeitlichen Verzögerung auf. Die Abweichung der Simulationsergebnisse zum Mittelwert der Messwerte

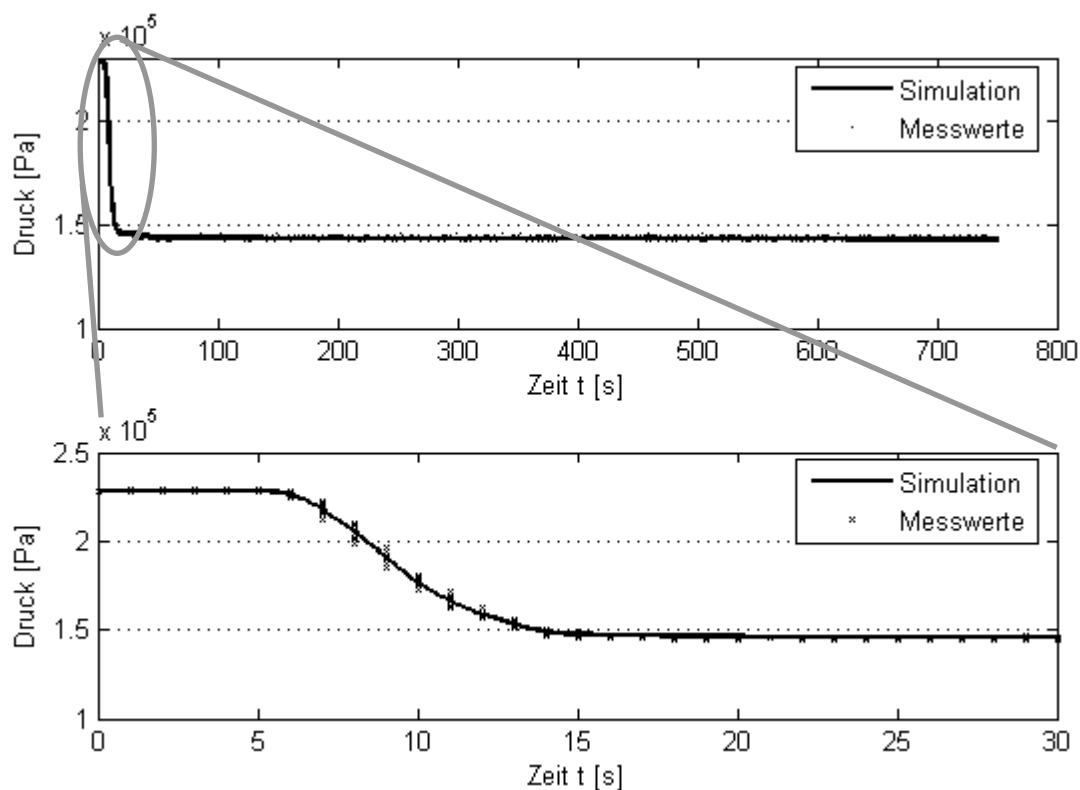


Abb. 37: Druckverlauf am Verdichteraustritt

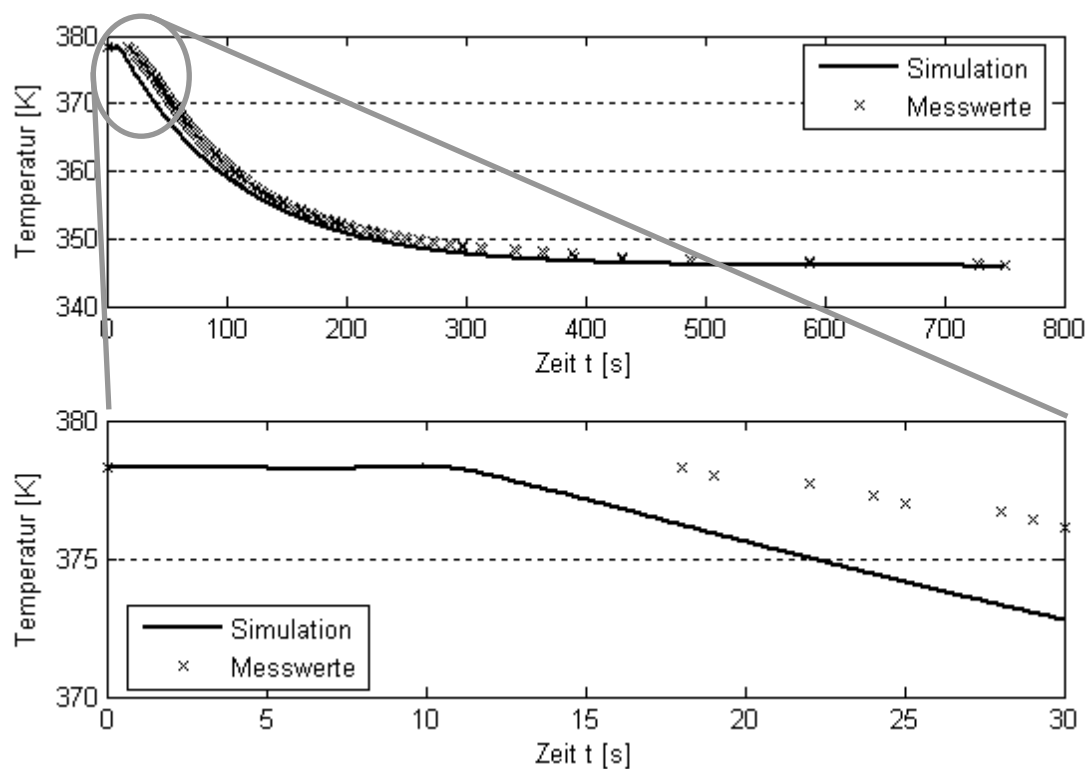


Abb. 38: Temperaturverlauf am Verdichteraustritt

beträgt weniger als 0,5%. Die Temperaturverläufe aus Simulation und Messwerten sind zeitlich um ca. 7 s zueinander versetzt. Die Ursache hierfür liegt in der schwellwertabhängigen Protokollierung der Messwerte. Des Weiteren haben die Trägheit der Messelemente und die Positionierung der Temperaturmessung am Prüfstand Einfluss auf die Qualität des gemessenen Wertes. Ab ca. 700 s Simulationszeit stellt sich analog zur Messung eine konstante Temperatur ein, wobei das Ergebnis der Simulation um 0,3 K unter dem Wert aus der Messung liegt. Bei konstanten Werten für die Austrittstemperatur kann vom Wiedererreichen eines thermischen Gleichgewichts ausgegangen werden. Der Verdichter arbeitet ab Erreichen dieses Gleichgewichts in einem stationären Betriebspunkt. Die Austrittstemperatur wird in diesem Fall unabhängig vom dynamischen Betriebsverhalten und ergibt sich in der Simulation ausschließlich aus analytischen Gleichungen unter Verwendung des Verdichter-Kennfeldes. In den Abb. 39 und Abb. 40 werden die aus Messwerten abgeleiteten Werte für Temperatur- und Druckverhältnis und die entsprechenden Ergebnisse aus der Simulation dargestellt. Das Druckverhältnis aus den Simulationsergebnissen liegt innerhalb der Bandbreite des aus den Messwerten abgeleiteten Druckverhältnisses. Die Verläufe des Temperaturverhältnisses weisen einen Versatz von 7 s zueinander auf. Das Niveau der Verhältnisse gebildet aus Simulationsergebnissen liegt unterhalb des Niveaus der aus Messungen abgeleiteten Werte. Da die Eintrittstemperatur konstant ist, liegt die Ursache für Versatz und Abweichung in der Austrittstemperatur. Die zur Austrittstemperatur gegebenen Erläuterungen gelten folglich ebenso für die Verläufe der Temperaturverhältnisse.

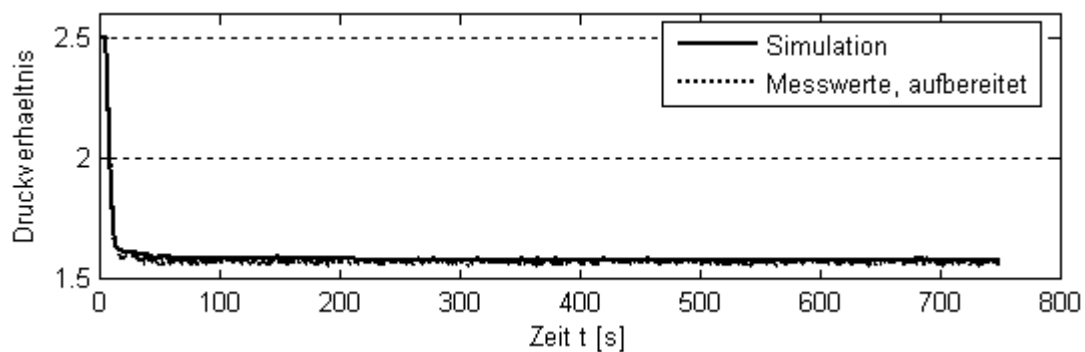


Abb. 39: Verlauf des Verdichter-Druckverhältnisses

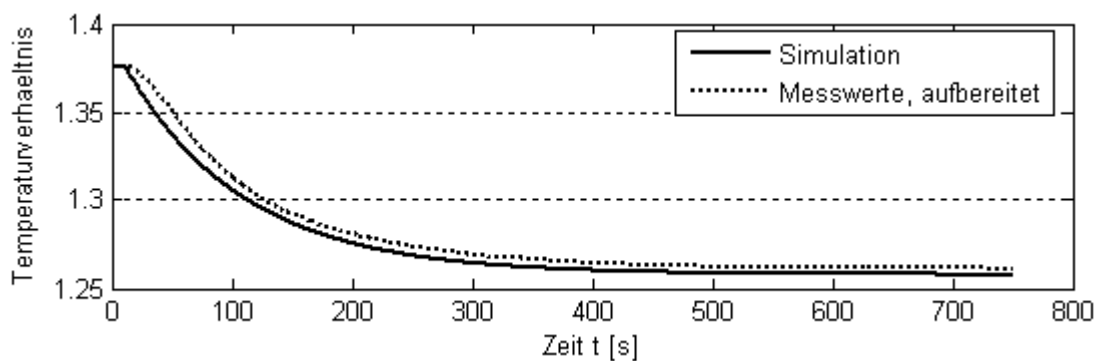


Abb. 40: Verlauf des Verdichter-Temperaturverhältnisses

Die Simulation des Bereiches um den Verdichter V1 gibt das anhand von Messwerten erfasste reale Verhalten mit ausreichender Genauigkeit wieder. Die Berechnungen der Simulation sind in allen Fällen deutlich schneller als Echtzeit und damit als Basis für die Auslegung und Optimierung der am Betrieb des Höhenprüfstands beteiligten Regelungssysteme geeignet.

8 Einfluss von Störungen auf das Verhalten der Pumpverhütungsregelung

Für den Testbetrieb am Höhenprüfstand wird an den Verdichtern ein vorgegebenes Druckverhältnis eingestellt. Beschleunigungen oder Verzögerungen des Triebwerks und die kontinuierliche Anpassung der Öffnungsgrade der Regelklappen durch den Höhenprüfstandsregler nehmen Einfluss auf die Zustandsgrößen vor und nach dem Verdichter. Hierdurch kann der Betriebspunkt des Verdichters in Richtung Pumpgrenze verschoben werden. Um Verdichterschäden zu vermeiden und einen störungsfreien Testbetrieb sicherstellen zu können, sind Maßnahmen ergriffen worden, die das Überschreiten der Pumpgrenze verhindern. Hierfür wird eine Pumpverhütungsregelung [41] eingesetzt, die durch das Öffnen einer Bypassklappe eine Verbindung zwischen Verdichteraustritt und Verdichtereintritt schafft, wodurch der Verdichter entlastet wird. Um ein tiefer gehendes Verständnis für den Einfluss des dynamischen Prüfstandsverhaltens auf die Pumpverhütungsregelung zu erreichen, werden Ausnahmefälle am Prüfstand untersucht, die einen schnellen und starken Einfluss auf den Betriebspunkt des Verdichters haben. Um Schäden am Prüfstand und eine Einschränkung des Betriebs zu vermeiden, werden die Untersuchungen nicht am realen Prüfstand sondern mittels der beschriebenen Simulation durchgeführt. Hierfür werden im Modell die Algorithmen einer Pumpverhütungsregelung ergänzt und Ausnahmefälle simuliert.

8.1 Auslegung der Pumpverhütungsregelung

Die in der Simulation umgesetzte Pumpverhütungsregelung regelt die Stellung der Bypassklappe in Abhängigkeit vom Solldruckverhältnis am Verdichter. In Abb. 41 ist der Regelkreis mit den Bezeichnungen nach [43] mit direktem Bezug zum betrachteten Bereich um den Verdichter V1 dargestellt. Der Öffnungswinkel der Klappe ist vom Pumpgrenzabstand und der Empfindlichkeit der Pumpverhütungsregelung [13] abhängig. Der Pumpgrenzabstand ist definiert durch das Druckverhältnis an der Pumpgrenze bei konstanter Drehzahl abzüglich eines prozentualen Anteils dieses Druckverhältnisses. Zur Einstellung der Empfindlichkeit werden relativ zur theoretischen Pumpgrenze PG mehrere Kennlinien eingeführt. In Abb. 42 sind diese Linien für den Verdichter V1 dargestellt. Auf Grund des zu hohen Risikos eines Verdichterschadens muss auf die experimentelle Bestimmung der realen Pumpgrenze verzichtet werden. Vom Hersteller wird jedoch eine empirisch ermittelte Pumpgrenze zur Verfügung gestellt. Zur Berücksichtigung von Messfehlern bei der

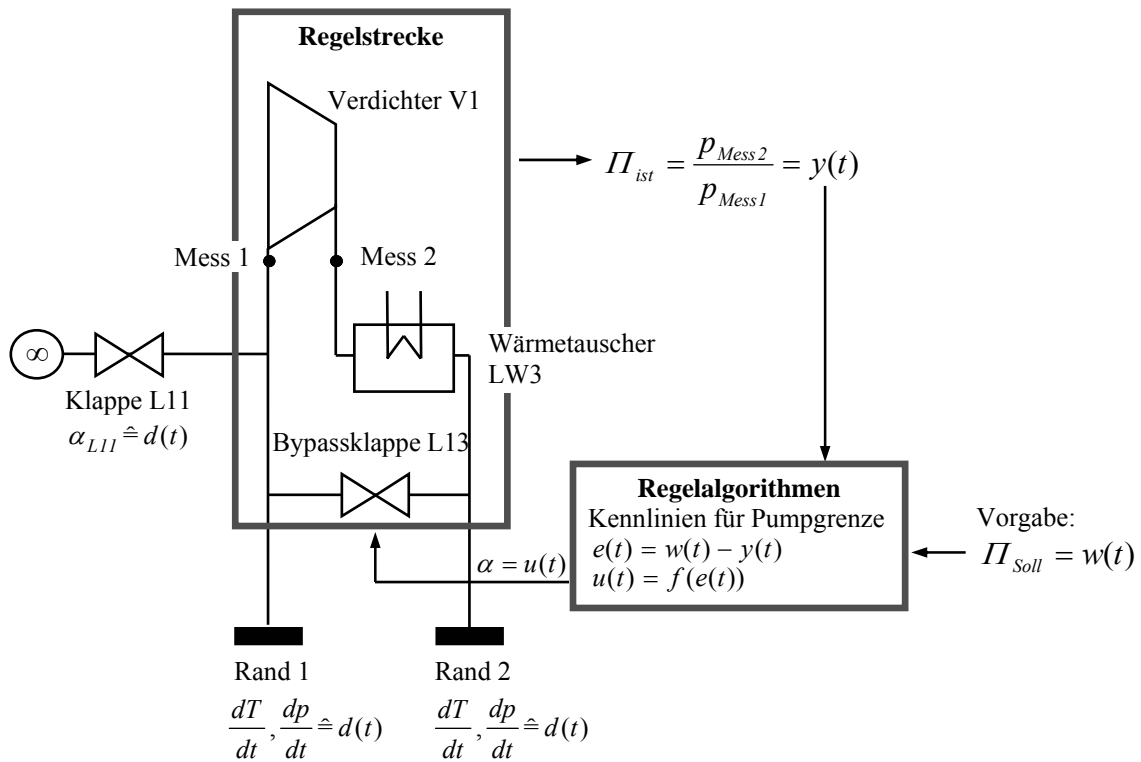


Abb. 41: Bezeichnungen im Regelkreis

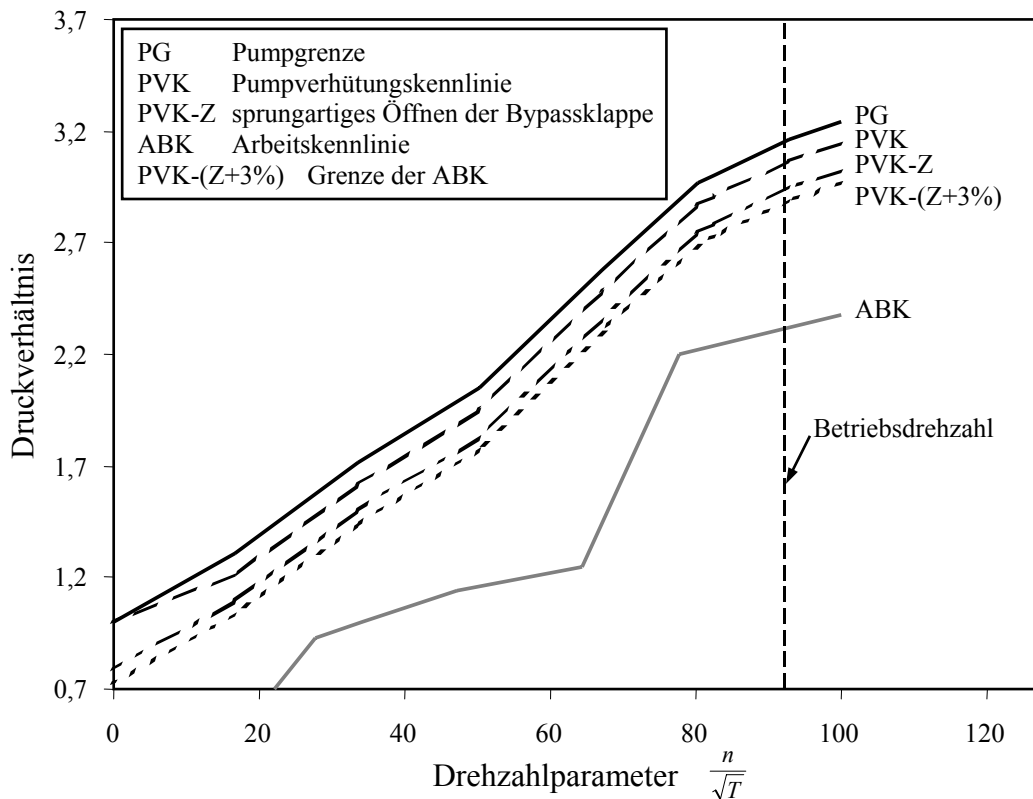


Abb. 42: Kennlinien zur Pumpverhütungsregelung von Verdichter V1 [34]

Bestimmung der Pumpgrenze durch den Hersteller und bei der Bestimmung des Verdichterdruckverhältnisses am Höhenprüfstand werden jeweils 2% von der theoretischen Pumpgrenze abgezogen. Hieraus ergibt sich die Pumpverhütungskennlinie PVK. Für den Regler gilt die Vorgabe, dass diese Kennlinie nicht erreicht werden darf. Um dies zu gewährleisten, wird eine weitere Kennlinie PVK-Z in einem Abstand $Z=6\%$ relativ zur Kennlinie PVK vorgegeben. Bei Erreichen der Kennlinie PVK-Z wird die Bypassklappe sprungartig geöffnet, um den Verdichter schnellstmöglich zu entlasten. Die Linie ABK gibt die Arbeitskennlinie des Verdichters an. Sie kann bis zur Grenze PVK-(Z+3%) manuell angehoben werden. Der Abstand des Betriebspunktes und der Abstand der Arbeitskennlinie zur Grenze PVK werden zur Bestimmung der Empfindlichkeit des Reglers genutzt. Für die Umsetzung der Pumpverhütungsregelung wird ein Proportional-Integral-Regler [85] eingesetzt. Der Proportionalanteil erzeugt beim Auftreten einer Regeldifferenz sofort eine korrigierende Stellgröße. Der Integralanteil bewirkt, dass die Regeldifferenz $e(t)$ für $t \rightarrow \infty$ zu Null wird. Der Proportionalanteil

$$u_p = k_p \cdot e(t) \quad (50)$$

ergibt sich aus der Regelabweichung $e(t)$ multipliziert mit dem proportionalen Verstärkungsfaktor k_p . Der Integralanteil

$$u_I = k_I \cdot \int e(t) dt \quad (51)$$

wird aus der Integration der Regelabweichung multipliziert mit dem integralen Verstärkungsfaktor k_I berechnet. Die Summe der Anteile ergibt die Stellgröße

$$u = u_p + u_I. \quad (52)$$

Die Algorithmen werden in einem zusätzlichen Unterprogramm in die Simulationsschleife in Abb. 43 eingefügt. Da die Bypassklappe eine maximale Stellgeschwindigkeit von $90^\circ/s$ besitzt, wird diese bei der Regelung als Grenze vorgegeben. Die Funktionalität des Reglers in der Simulation wird durch den Vergleich mit Messdaten aus zwei Versuchen sichergestellt. Als Verstärkungsfaktoren in der Simulation werden die Werte der Proportional- und Integralverstärkung aus [41] verwendet. An den Rändern werden die Werte für Druck und Temperatur aus Messdaten vorgegeben.

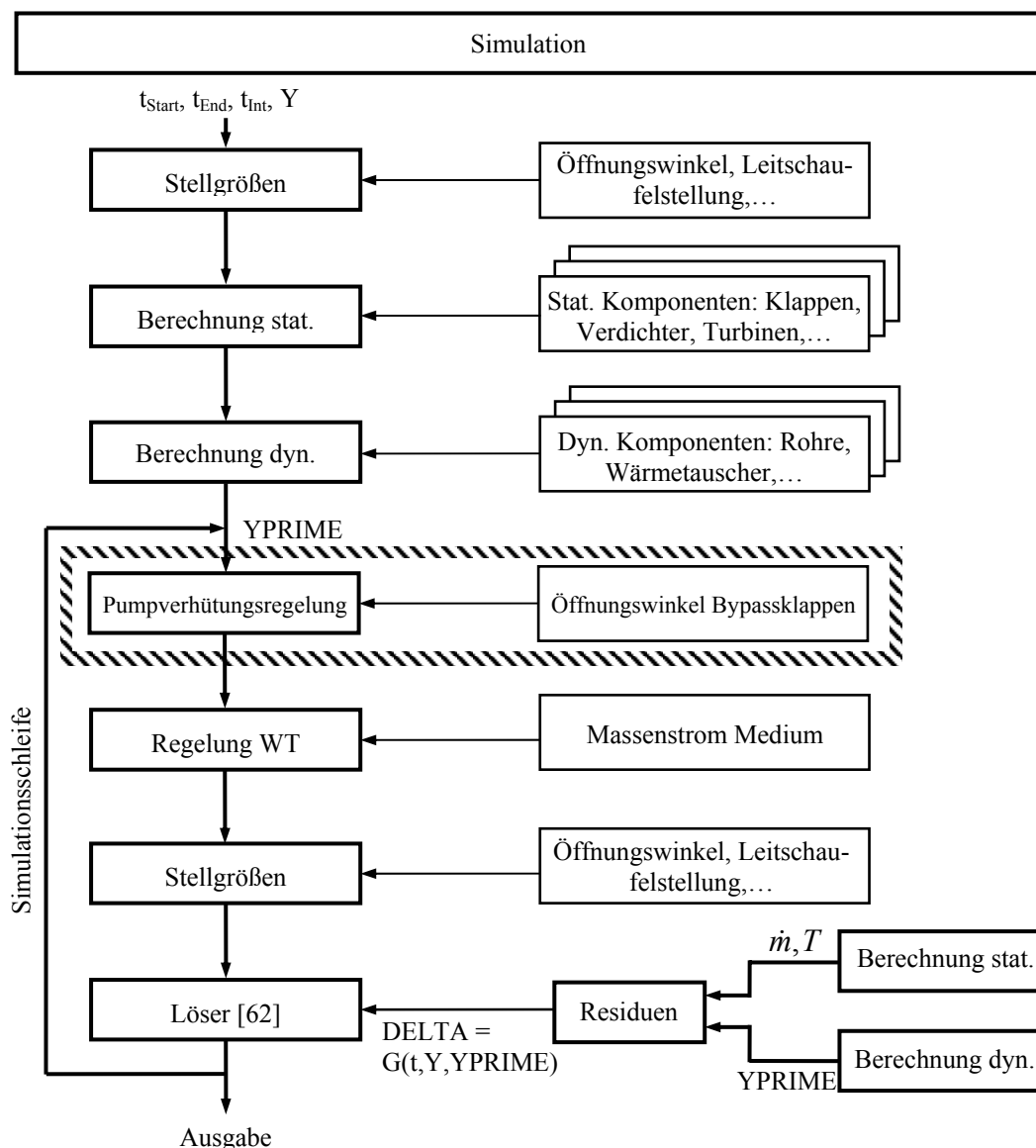


Abb. 43: Struktur des Unterprogramms für die Simulation mit Pumpverhütungsregelung

8.1.1 Funktionalität der Pumpverhütungsregelung

Für die Testfälle zur Prüfung der Funktionalität der Pumpverhütung werden die zwei Betriebsarten des Verdichters gewählt. Im Testfall 1 wird der Verdichter im Saugbetrieb verwendet, während Testfall 2 die Verwendung im Staubetrieb zeigt. Um eine Reaktion der Pumpverhütungsregelung zu erhalten, muss eine Differenz zwischen Sollwert und Istwert des Druckverhältnisses vorliegen. Aus diesem Grund wird das Druckverhältnis in beiden Testfällen zu Beginn der Simulation auf einen höheren Wert gesetzt. In den folgenden Betrachtungen wird das Soll-Druckverhältnis als erreicht angesehen, wenn die Abweichung zwischen Soll- und Ist-Druckverhältnis weniger als 0,5 % beträgt. In den Abb. 44 und Abb. 45 werden die Ergebnisse der Simulation und die Messwerte bzw. die aus Messwerten aufbereiteten Daten dokumentiert. Zur Verbesserung der Lesbarkeit wurde nur jeder fünfte Messwert dargestellt.

Testfall 1

Die Simulation startet in einem stationären Punkt beim Druckverhältnis 2,55 des Verdichters und einem Öffnungswinkel der Bypassklappe von 9°. Aus den Messwerten vor und nach dem Verdichter wird das Soll-druckverhältnis mit 2,4 bestimmt und in der Simulation vorgegeben.

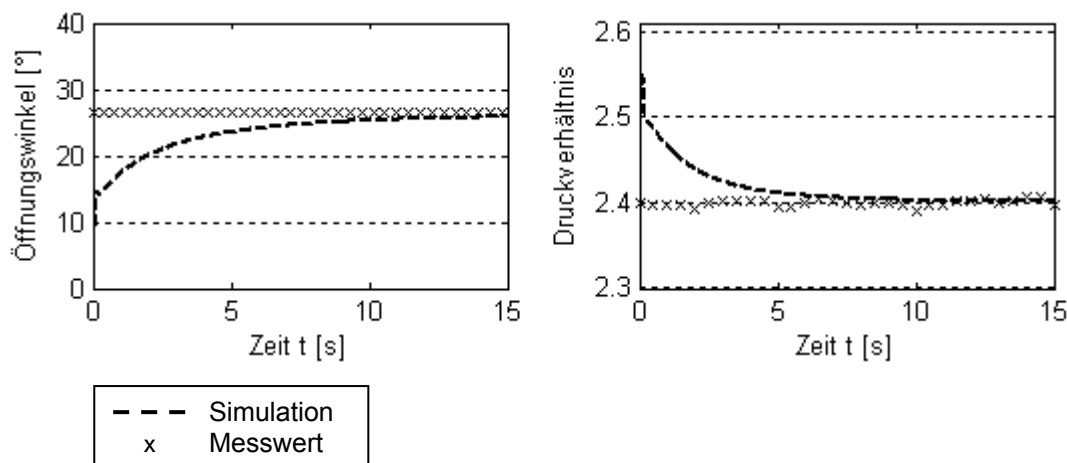


Abb. 44: Öffnungswinkel der Bypassklappe und Verdichterdruckverhältnis, Testfall 1

Der Verlauf des Öffnungswinkels der Bypassklappe zeigt zu Beginn der Simulation einen großen Gradienten und nähert sich asymptotisch dem gemessenen Winkel. Da die Regeldifferenz zu Beginn groß ist, ist auch die Änderung des Öffnungswinkels groß. Mit geringer werdender Regeldifferenz wird auch die durch den Regler veranlasste Änderung des Öffnungswinkels kleiner. Durch das Öffnen der Bypassklappe nimmt der Massenstrom durch die Bypassleitung zu. Der Druck hinter dem Verdichter fällt und der Druck vor dem Verdichter steigt. Hierdurch sinkt das Druckverhältnis und der Verdichter wird entlastet. Da die Änderung des Druckverhältnisses von der Änderung des Öffnungswinkels der Bypassklappe abhängt, sind die Verläufe abgesehen von der entgegen gesetzten Richtung ähnlich. Die große Änderung des Öffnungswinkels zu Beginn der Simulation hat einen großen Einfluss auf das Druckverhältnis, woraus sich der steile Verlauf ergibt. Das Druckverhältnis nähert sich asymptotisch dem vorgegebenen Wert und erreicht nach ca. 30s den Sollwert. Bei Erreichen des Soll-druckverhältnisses liegt die Abweichung zwischen dem Öffnungswinkel aus der Simulation und dem gemessenen Winkel unter 2%.

Testfall 2

Im Testfall 2 wird der Verdichter im Staubetrieb eingesetzt. Die Simulation startet in einem stationären Punkt beim Druckverhältnis 2,4 des Verdichters und bei einem Öffnungswinkel von 4° der Bypassklappe. Aus den Messwerten vor und nach dem Verdichter wird das Soll-druckverhältnis 2,2 bestimmt und in der Simulation vorgegeben. Analog zum Testfall 1 zeigen sich die Ergebnisse für den Testfall 2 in Abb. 45. Allerdings ist in Testfall 2 ein deutlicher Knick in den Verläufen von Druckverhältnis und Öffnungswinkel zu erkennen. Dieser Knick wird durch den Proportionalanteil der Regelung bestimmt. Zu Beginn ist der Einfluss des Integralanteils im Vergleich zum Proportionalanteil klein. Da der Proportionalanteil direkt die Regelabweichung wieder spiegelt und diese am Anfang groß ist,

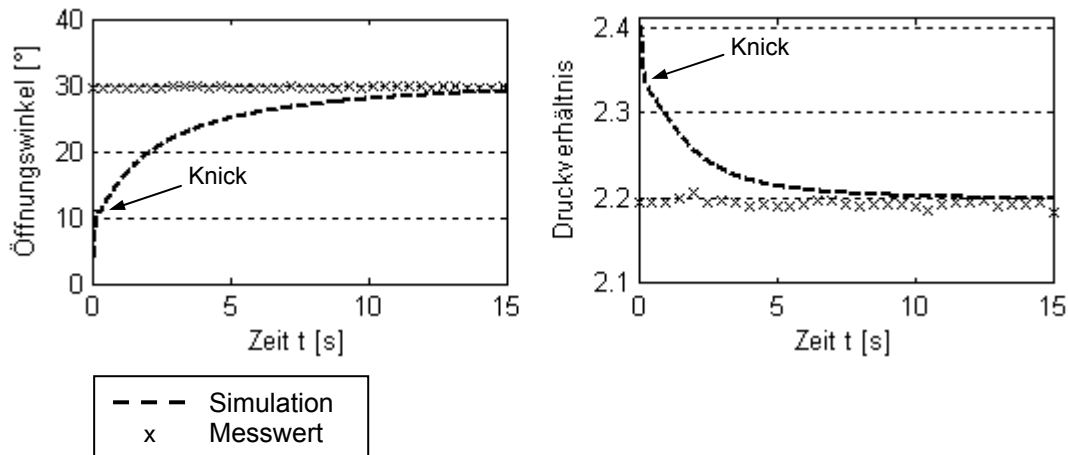


Abb. 45: Öffnungswinkel der Bypassklappe und Verdichterdruckverhältnis, Testfall 2

ist auch der Einfluss des Proportionalanteils hoch. Anschließend wird mit kleiner werdender Regelabweichung auch der Einfluss des Proportionalanteils geringer. Das aus der Simulation errechnete Druckverhältnis erreicht nach ca. 20 s den Sollwert. Bei Erreichen des Sollverhältnisses liegt die Abweichung zwischen dem Öffnungswinkel aus der Simulation und dem gemessenen Winkel unter 0,3%.

Die Ergebnisse zeigen, dass die Funktionalität der Pumpverhütungsregelung in beiden Betriebsarten gegeben ist. Die geringen Abweichungen zwischen Simulationsergebnissen und Messwerten belegen, dass die Simulation den Zusammenhang zwischen Öffnungswinkel und Druckverhältnis ausreichend genau wiedergibt.

8.1.2 Optimierung der Pumpverhütungsregelung

Die folgenden Betrachtungen basieren auf Ergebnissen aus der Simulation des Höhenprüfstands. Zur Optimierung der Verstärkungsfaktoren wird die Methode nach Ziegler und Nichols ([43], [44]) angewendet. Hierfür wird die Regelstrecke mit einem reinen Proportionalregler betrieben und die Proportionalverstärkung so lange erhöht, bis die Stabilitätsgrenze des Regelkreises erreicht ist. Mit der Periodendauer T_{krit} bei kritischer Verstärkung k_{krit} werden die Verstärkungsfaktoren des Proportionalanteils

$$k_p = 0,5 \cdot k_{krit} \quad (53)$$

und des Integralanteils

$$k_I = \frac{k_p}{0,85 \cdot T_{krit}} \quad (54)$$

berechnet. Die mit dieser Methode ermittelten Verstärkungsfaktoren sind Richtwerte, die geprüft und ggf. angepasst werden müssen. Die Faktoren nach Ziegler und Nichols führen zu einem Überschwingen des Verdichterdruckverhältnisses. Da das Sollverhältnis ohne Überschwingen erreicht werden soll, werden die Verstärkungsfaktoren solange verringert, bis sich das Druckverhältnis dem Sollwert ohne Überschwingen nähert. Ergänzend zur

Optimierung des Proportional-Integral-Reglers wird die Variation des Verstärkungsfaktors bei Verwendung eines reinen Integralreglers durchgeführt. In Abb. 46 sind für den Testfall 1 die Verläufe des Druckverhältnisses für verschiedene Verstärkungsfaktoren dargestellt.

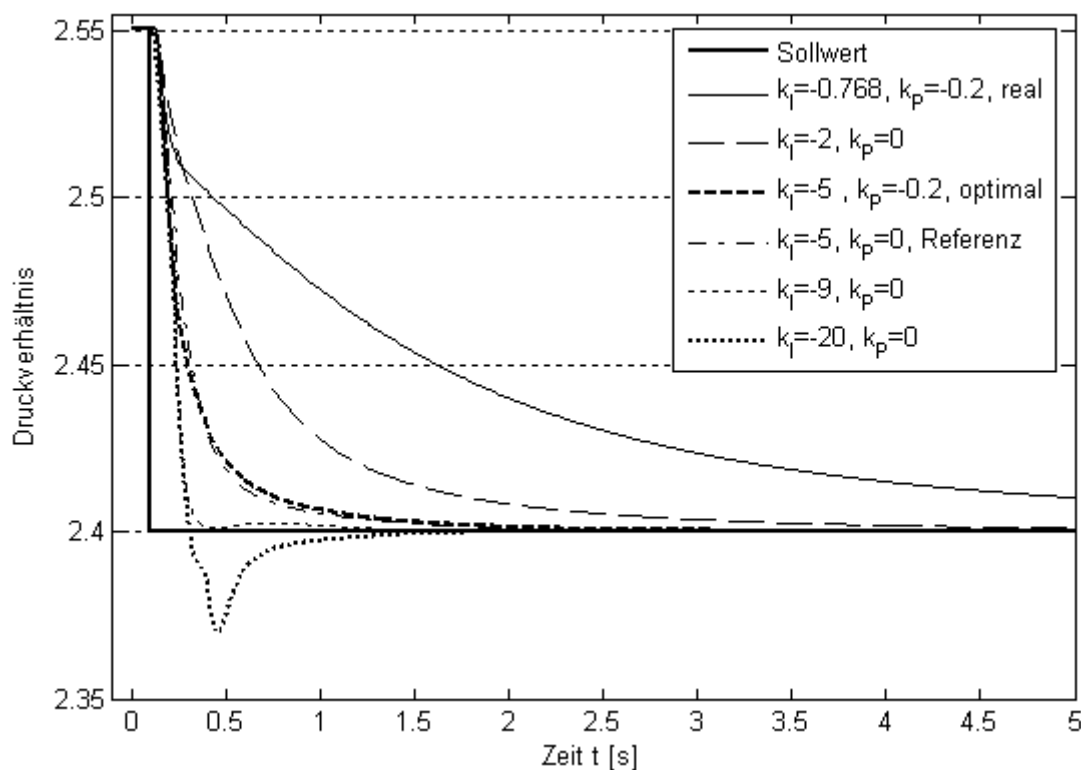


Abb. 46: Verdichter-Druckverhältnis für verschiedene Verstärkungsfaktoren

Das Druckverhältnis infolge der Verwendung der an der realen Pumpverhütungsregelung eingestellten Verstärkungsfaktoren ist ebenfalls dargestellt. Bei Verwendung des optimierten Proportional-Integral-Reglers wird das Solldruckverhältnis nach ca. 4 s und somit im Vergleich zur derzeit implementierten Konfiguration um 26 s schneller erreicht. Mit dem reinen Integralregler wird mit der Verstärkung $k_I = -2$ das Solldruckverhältnis nach 10 s erreicht. Bei Verwendung der Integralverstärkung $k_I = -5$ zeigt sich nahezu dasselbe Verhalten wie für die Konfiguration mit optimiertem Proportional-Integralregler. Mit zunehmender Integralverstärkung verringert sich die Zeit bis zum Erreichen des Solldruckverhältnisses auf 1.5 s, bevor das Druckverhältnis bei $k_I < -9$ überschwingt. Durch eine weitere Erhöhung der Integralverstärkung nehmen Amplitude und Dauer des Überschwingens zu. Das Überschwingen hängt neben der Regelverstärkung von der Größe der Regelabweichung und dem Verhalten des Prüfstands im jeweiligen Betriebspunkt ab. Eine Verstärkung, die in einem bestimmten Fall in minimaler Zeit das Erreichen des Sollwertes ermöglicht, kann bei größeren Regeldifferenzen und einem anderen Betriebspunkt ggf. zum Überschwingen führen. So zeigt sich bei Verwendung der Integralverstärkung $k_I = -9$ zwar die schnellste Reaktion ohne das Solldruckverhältnis zu unterschreiten, jedoch wird bereits eine deutliche Tendenz zum Überschwingen sichtbar. Es gilt also einen Kompromiss zwischen Reaktionsvermögen und Funktionssicherheit einzugehen. Aus diesem Grund werden anstelle der reinen

Integralverstärkung $k_I=-9$ weiterhin die Verstärkungsfaktoren $k_I=-5$ und $k_P=-0,2$ als sinnvolle Werte angesehen. Da der Verlauf des Druckverhältnisses beim reinen Integralregler mit der Verstärkung $k_I=-5$ im Gegensatz zur Regelung mit Proportionalanteil keine Unstetigkeit aufweist und vergleichbare Ergebnisse erzielt, bildet dieser Fall die Referenz für die folgenden Ausführungen.

8.2 Einfluss von Störungen

Die als Störung $d(t)$ bezeichneten Einflussnahmen auf die Regelstrecke können neben gewollten Beeinflussungen von Stellgrößen auch nicht einschätzbare oder plötzlich eintretende Ereignisse beinhalten. Bei Verdichtern beeinträchtigen Ablagerungen auf den Schaufeln die Leistungsfähigkeit und können zu einer Verschiebung der Pumpgrenze führen. Um die Rohrleitungen vor kritischem Überdruck zu schützen, lösen Berstscheiben bei einem bestimmten Druckniveau aus und geben eine Öffnung zur Umgebung frei. Schadhafte Dichtungen an Klappen können Leckströme zur Folge haben. Fehlfunktionen im Klappenantrieb oder an der Klappenlagerung können dazu führen, dass die Steuervorgaben der Regelungsprogramme nicht oder unvollständig ausgeführt werden. Diese als Störfälle bezeichneten Ereignisse können auf Grund des hohen Risikos für die Prüfstandskomponenten nicht am realen Prüfstand untersucht werden. Um den Einfluss eines Störfalles auf die Pumpverhütungsregelung und das Prüfstandsverhalten untersuchen zu können, werden mit Hilfe der Simulation das Blockieren der Bypassklappe und das Auslösen einer Berstscheibe berechnet.

8.2.1 Blockieren der Bypassklappe

Für den Störfall werden Variationen der Dauer des Blockierens und der Verstärkungsfaktoren durchgeführt. Um die Vergleichbarkeit der Ergebnisse zu gewährleisten, wird jeweils nur ein Parameter variiert. Als Referenz dienen die Ergebnisse mit dem Verstärkungsfaktor $k_I=-5$ und einer Blockierdauer $t_{\text{Block}}=0,2$ s. Im Anschluss an die Parametervariationen wird die Pumpverhütungsregelung um die Funktion einer Integralgliedbegrenzung erweitert und die Simulation mit den Referenzwerten für Verstärkungsfaktor und Blockierdauer wiederholt. Zu Beginn der Simulation beträgt das Druckverhältnis 2,19 und entspricht dem Sollwert. Um den Start aus einem Gleichgewichtszustand und einen konsistenten Datensatz zu Beginn der Simulation zu garantieren, wird der Betriebspunkt in den ersten 10 Zeitschritten konstant gehalten. Anschließend wird das neue Solldruckverhältnis mit 2,4 vorgegeben. In Abb. 47 wird dokumentiert, dass die Stellung der Bypassklappe ab dem Zeitpunkt $t=0,15$ s für die Dauer von 0,2 s auf dem bis zu diesem Zeitpunkt erreichten Öffnungswinkel konstant gehalten wird. Die Erhöhung des Solldruckverhältnisses, dargestellt in Abb. 47 oben, bewirkt die Vorgabe eines verringerten Öffnungswinkels der Bypassklappe durch den Regler. Der Massenstrom durch die Klappe wird verringert, wodurch der Druck vor der Klappe steigt und der Druck dahinter fällt. Die Druckänderungen bewirken ein Ansteigen des Verdichterdruckverhältnisses, wobei allerdings die Druckverluste in den Rohrleitungen

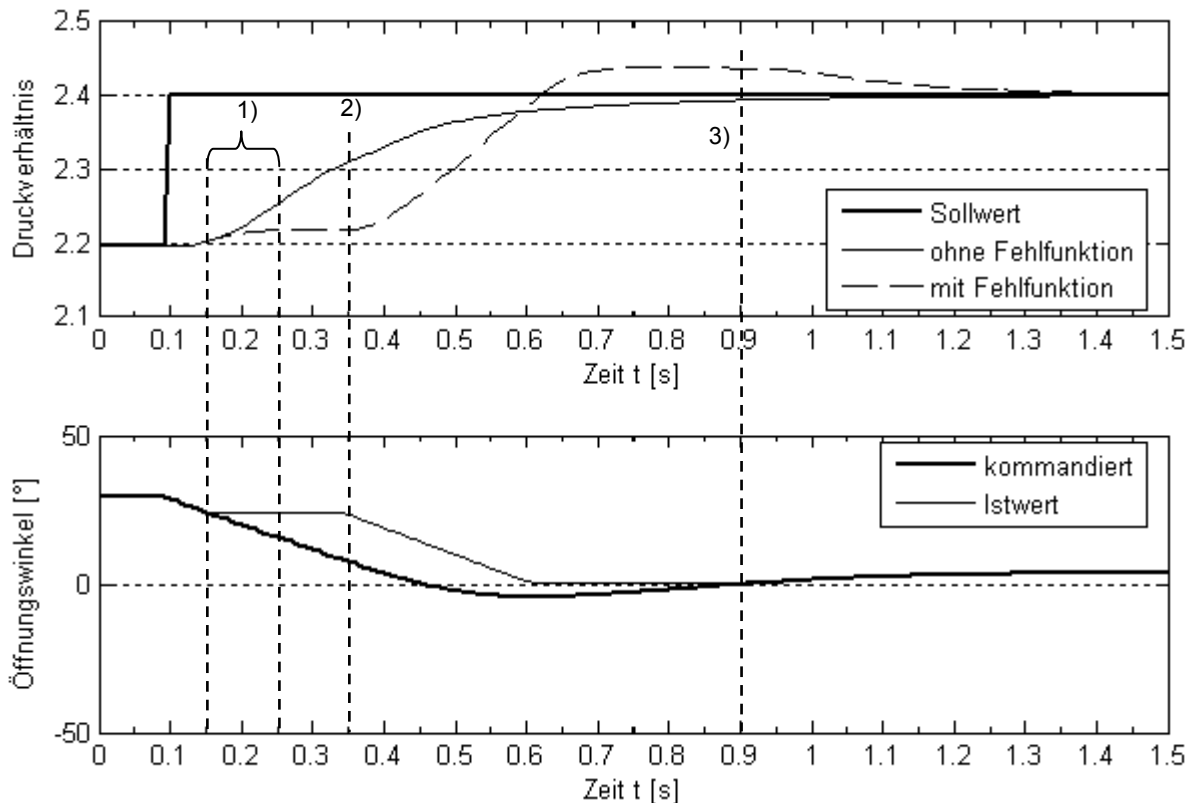


Abb. 47: Verdichter-Druckverhältnis und Öffnungswinkel der Bypassklappe

berücksichtigt werden. Bedingt durch die Auffüllvorgänge in den Volumina zwischen Bypassklappe und Verdichter steigt das Druckverhältnis ab dem Beginn des Blockierens 0,1 s lang weiter an (Markierung 1)) bevor es für 0,1 s einen konstanten Wert erreicht. Ab dem Zeitpunkt $t=0,35$ s (Markierung 2)) wird die Klappe freigegeben und fährt mit maximaler Geschwindigkeit zu. Gleichzeitig steigt das Druckverhältnis bis zum Sollwert an und schwingt über. Ab dem Zeitpunkt $t=0,9$ s (Markierung 3)) wird die Klappe auf 4° geöffnet, wodurch sich das Druckverhältnis dem Sollwert nähert. Da das Integralglied auch bei blockierter Klappe aktiv ist, sinkt der durch den Regler kommandierte Winkel in den negativen Bereich ab. Da ein negativer Öffnungswinkel funktionsbedingt nicht einstellbar ist, wird die Ausgabe des Reglers auf 0° beschränkt. Sobald das Druckverhältnis nach dem Lösen der Klappe wieder ansteigt, verringert sich die Regelabweichung und der kommandierte Öffnungswinkel steigt ebenfalls wieder an. Zu dem Zeitpunkt, zu dem das Druckverhältnis den Sollwert erreicht, befindet sich der kommandierte Wert noch im negativen Bereich. Infolgedessen bleibt die Klappe geschlossen und das Druckverhältnis schwingt bis zu einem Wert von 2,44 über. Dieser Wert stellt unter den gegebenen Randbedingungen das maximal mögliche Druckverhältnis bei geschlossener Bypassklappe dar. Sobald der kommandierte Wert des Öffnungswinkels den negativen Bereich verlässt, wird die Bypassklappe aufgeföhren und das Druckverhältnis bis zum Sollwert abgesenkt.

Ausgehend vom Referenzfall wird die Simulation für unterschiedliche Dauer des Blockierens der Bypassklappe durchgeführt. Die Vorgaben für Solldruckverhältnis, Verstärkungsfaktor und Start der Fehlfunktion entsprechen den Vorgaben des Referenzfalls. Im oberen Bild der Abb. 48 werden die Verläufe des Druckverhältnisses bei unterschiedlicher Dauer der Fehlfunktion dargestellt. Im unteren Bild sind die Verläufe des vom Regler kommandierten

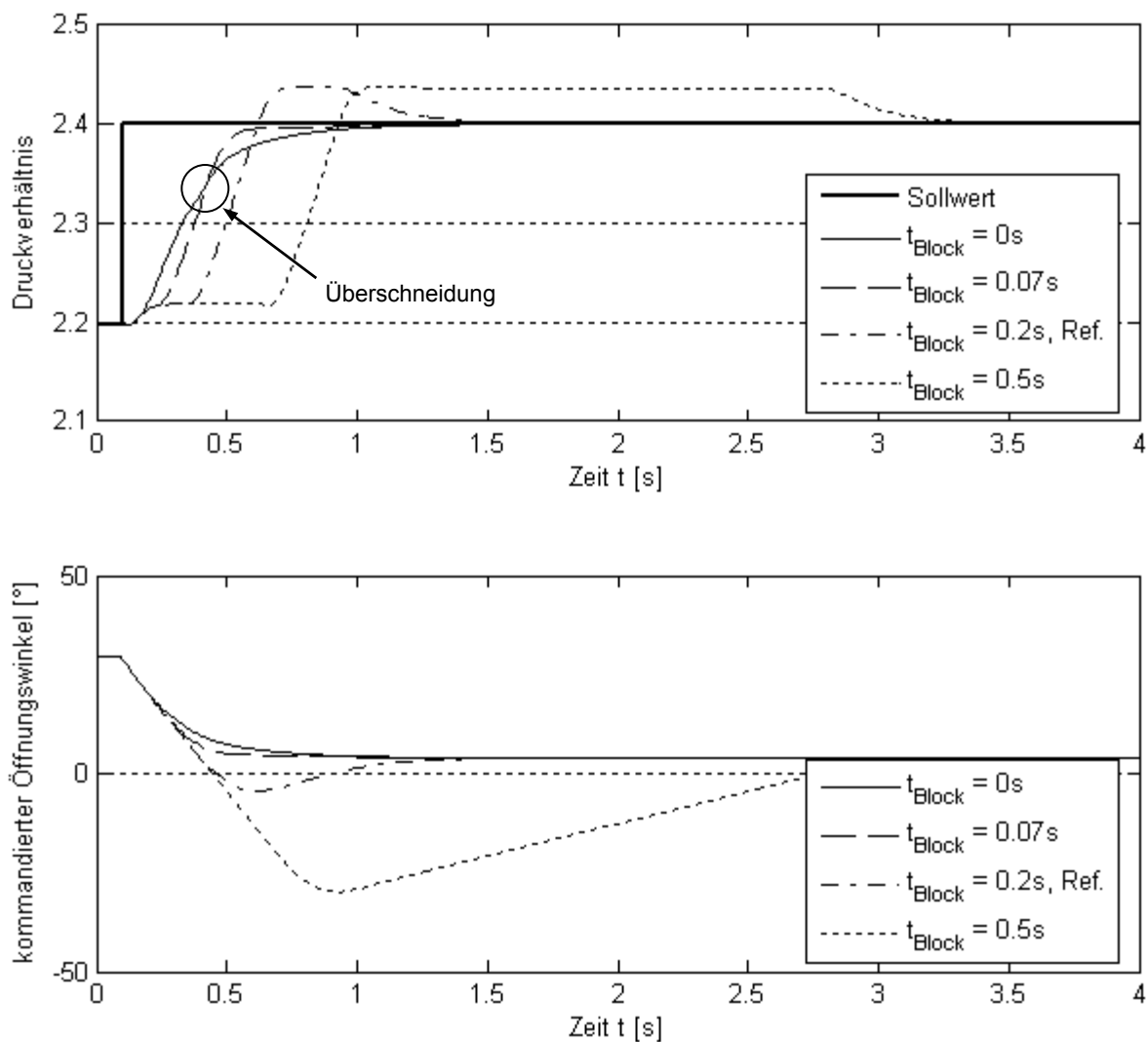


Abb. 48: Druckverhältnis und kommandierter Öffnungswinkel, Variation t_{Block}

Öffnungswinkels der Bypassklappe abgebildet. Bei einer Dauer des Blockierens von $t_{\text{Block}}=0,07\text{ s}$ schwingt das Druckverhältnis noch nicht über. Grund hierfür ist, dass der Öffnungswinkel, der im Gleichgewichtszustand zum Erreichen des Solldruckverhältnisses führt, nicht unterschritten wird. Je länger die Fehlfunktion anhält, umso weiter sinkt der Wert des kommandierten Öffnungswinkels ab und umso länger dauert es, bis dieser den negativen Bereich verlässt und die Klappe wieder geöffnet wird. Die Zeit bis zum Erreichen des Solldruckverhältnisses wird hierbei überproportional über die Dauer des Blockierens hinaus verlängert. Einzig beim Blockieren für $0,07\text{ s}$ wird das Solldruckverhältnis schneller als im Fall ohne Blockieren der Bypassklappe erreicht. Grund hierfür ist, dass das Integralglied auch bei kurzem Blockieren stärker anwächst als im Fall ohne Blockieren. Hierdurch ist nach dem

Lösen der Klappe die vorgegebene Änderung des Öffnungswinkels größer und der Verlauf des Druckverhältnisses ist steiler. Die Überschneidung der Verläufe mit und ohne Blockieren der Bypassklappe verdeutlicht den erläuterten Zusammenhang.

Nach der Variation der Dauer des Blockierens wird die Simulation für verschiedene Verstärkungsfaktoren bei den Randbedingungen des Referenzfalls durchgeführt. Für die Integralverstärkung $k_I = -2$ wird das Solldruckverhältnis, dargestellt in Abb. 49 oben, ohne Überschwingen zum Zeitpunkt $t = 3$ s erreicht. Für den zuvor beschriebenen Referenzfall mit

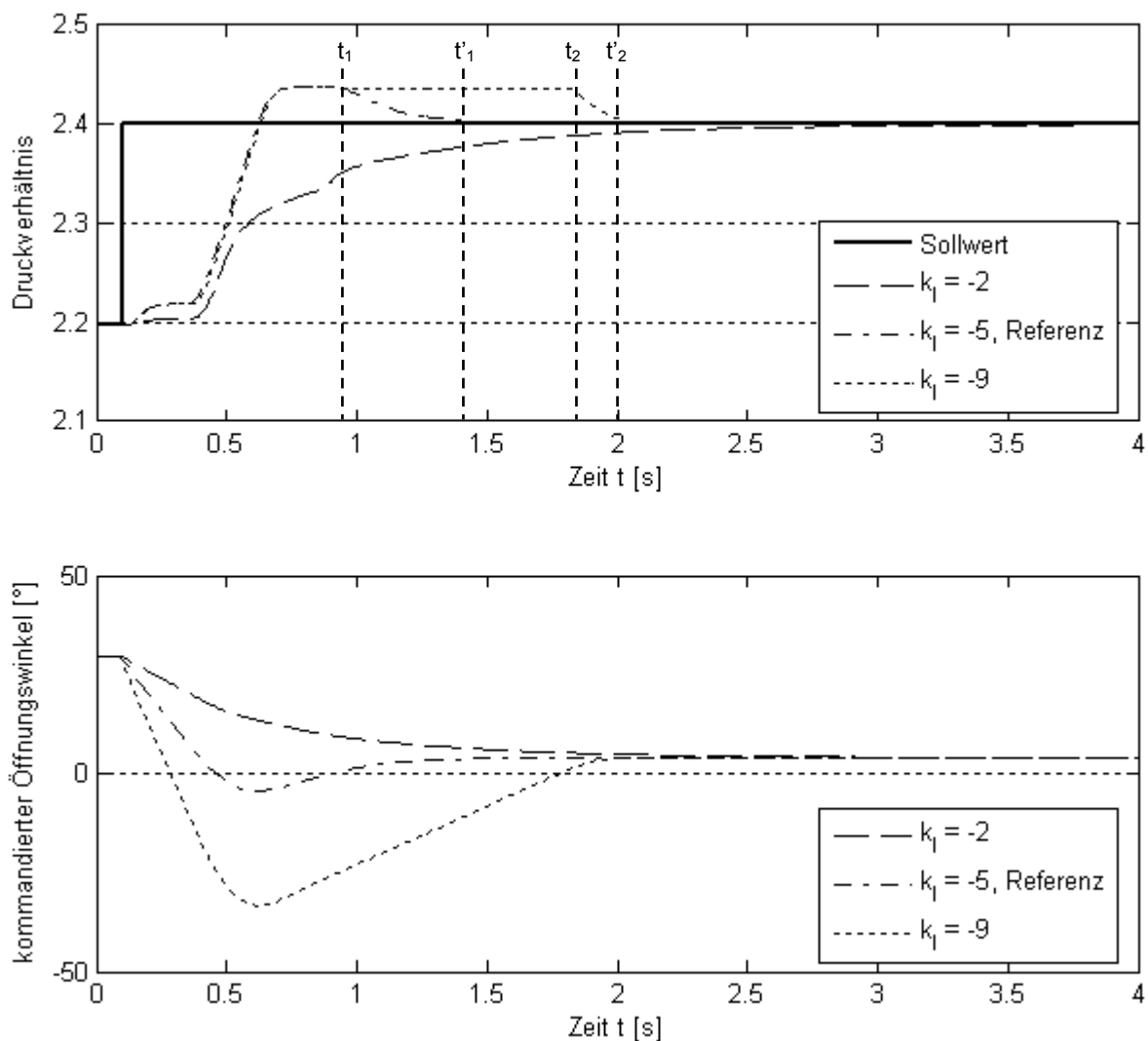


Abb. 49: Druckverhältnis und kommandierter Öffnungswinkel, Variation k_I

der Integralverstärkung $k_I = -5$ sinkt der kommandierte Öffnungswinkel in den negativen Bereich ab und das Druckverhältnis schwingt über. Das Solldruckverhältnis wird zum Zeitpunkt $t = 1,4$ s erreicht. Für die Integralverstärkung $k_I = -9$ sinkt der kommandierte Öffnungswinkel noch weiter ab, sodass es entsprechend länger dauert, bis der Regler wieder positive Öffnungswinkel vorgibt. Das Druckverhältnis schwingt hierdurch im Vergleich zum Referenzfall mehr als doppelt solange über. Das Solldruckverhältnis wird zum Zeitpunkt $t = 2$ s erreicht. Da die Regelung bei betragslich großen Verstärkungsfaktoren schneller und mit Vorgabe größerer Öffnungswinkeländerungen reagiert, wird das Solldruckverhältnis trotz

Überschwingens schneller erreicht, als bei der Regelung mit dem kleineren Verstärkungsfaktor $k_I = -2$. Ist das Überschwingen der Regelgröße nicht oder nur begrenzt zulässig, so muss auf den schnelleren Regler verzichtet werden. Je größer die Integralverstärkung bei gleicher Dauer der Fehlfunktion, umso weiter sinkt der kommandierte Öffnungswinkel ab und umso länger wird das Soll-druckverhältnis überschritten (vgl. t'_1 und t'_2). Die Zeit bis zum erneuten Anfahren des Sollwertes hängt von der Dauer der Fehlfunktion der Bypassklappe und von der Größe der Regelverstärkung ab. Je größer die Regelverstärkung, umso länger dauert es, bis das Soll-druckverhältnis wieder angefahren wird (vgl. t_1 und t_2). Um dem Überschwingen des Druckverhältnisses entgegenzuwirken, wird das weitere Anwachsen des Integralglieds bei nicht sinnvollen Vorgaben des Reglers unterbunden. Hierfür wird das Unterprogramm der Pumpverhütungsregelung um Abfragen und Anweisungen bzgl. Druckverhältnis und Öffnungswinkel erweitert. Es wird zwischen zwei Fällen unterschieden, in denen das Integralglied konstant gehalten wird:

Fall 1: Das Druckverhältnis ist kleiner als das Soll-druckverhältnis und der Regler gibt einen größer werdenden Öffnungswinkel vor.

Fall 2: Das Druckverhältnis ist größer als das Soll-druckverhältnis und der Regler gibt einen kleiner werdenden Öffnungswinkel vor.

Die Auswirkungen eines konstant gehaltenen Integralglieds werden auf der Basis von Simulationsergebnissen untersucht. Die Vorgaben für Soll-druckverhältnis, Integralverstärkung sowie Start und Dauer der Fehlfunktion entsprechen den Vorgaben der Untersuchung des Referenzfalls. Analog zu den vorhergehenden Abbildungen werden in Abb. 50 die Verläufe von Druckverhältnis und kommandierter Klappenstellung dargestellt. Die

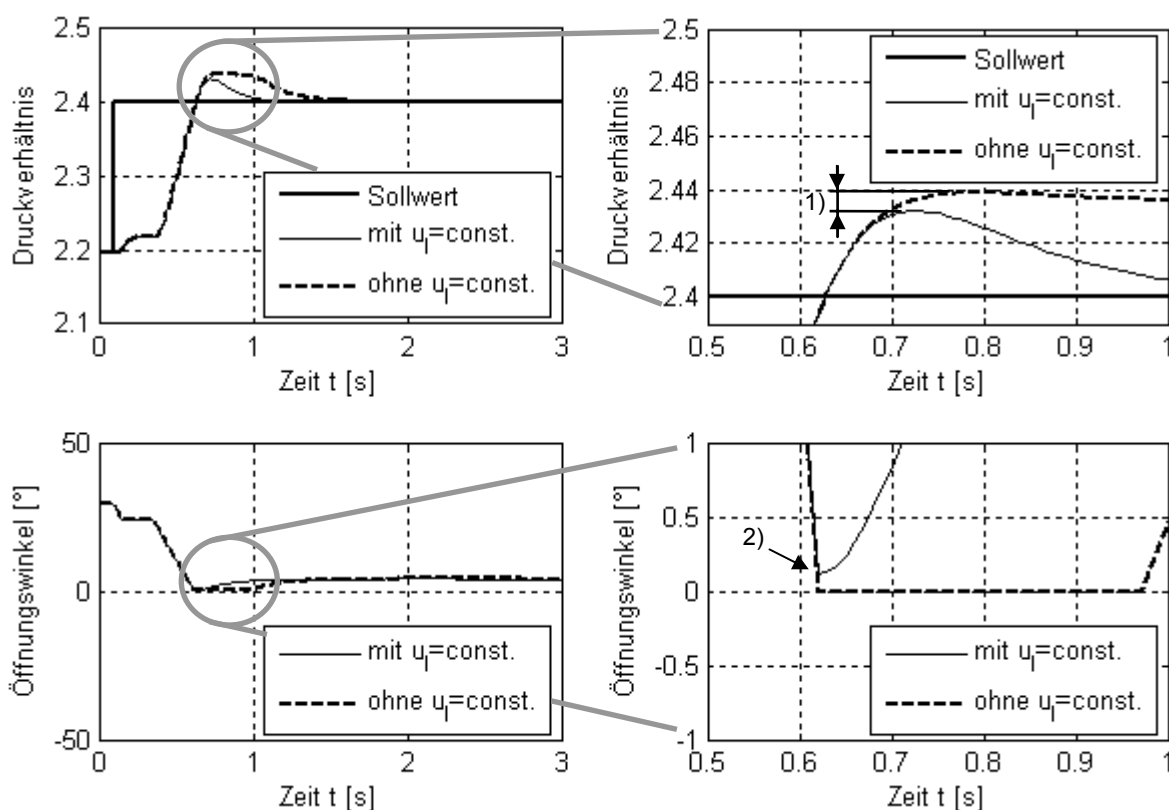


Abb. 50: Druckverhältnis und Öffnungswinkel, mit und ohne konstantes Integralglied

Bilder im rechten Bereich zeigen jeweils einen vergrößerten Ausschnitt der Bilder des linken Bereichs der Abbildung. Das Druckverhältnis beider Varianten steigt bis zum Sollwert an und schwingt über. Der Vergleich zeigt, dass bei einer Regelung mit konstant gehaltenem Integralglied das Solldruckverhältnis schneller erreicht wird und das Überschwingen des Druckverhältnisses kleiner ist als bei der Regelung mit weiter anwachsendem Integralglied (Markierung 1)). Der Öffnungswinkel wird bei Erreichen des Solldruckverhältnisses abgefangen und in positiver Richtung erhöht (Markierung 2)). Hingegen wird die Klappe bei Regelung mit weiterhin anwachsendem Integralglied bis zum vollständigen Schließen zugefahren und verbleibt infolge des negativen kommandierten Winkels ca. 0,35s in dieser Stellung. Die Ursache für das Überschwingen trotz des konstant gehaltenen Integralglieds liegt in der Dynamik des Prüfstands. Auf Grund der Volumeneffekte war der Zustand des simulierten Prüfstandsbereichs um den Verdichter V1 beim Erreichen des Solldruckverhältnisses noch nicht stabil, sodass das Druckverhältnis selbst bei Vergrößerung des Öffnungswinkels noch ansteigt. Die Begrenzung des Integralglieds wirkt dem Überschwingen des Druckverhältnisses entgegen, jedoch wurde das Überschwingen nicht vollständig unterbunden. Eine Regelung, die das Solldruckverhältnis ohne Überschwingen einstellen kann, muss mit genügend kleinen Verstärkungsfaktoren arbeiten. Hierdurch wird die Pumpverhütungsregelung jedoch langsam und ggf. für den Betrieb des Prüfstands unbrauchbar.

8.2.2 Auslösen der Berstscheibe

Stromab des Verdichters V1 befindet sich eine Berstscheibe, die die Rohrleitungen vor einem kritischen Überdruck schützt. In Abb. 51 wird ein vereinfachtes Schema des betrachteten Bereichs dargestellt. Die Werte für Druck und Temperatur an den Systemrändern werden konstant gehalten und sind ebenfalls in Abb. 51 dokumentiert.

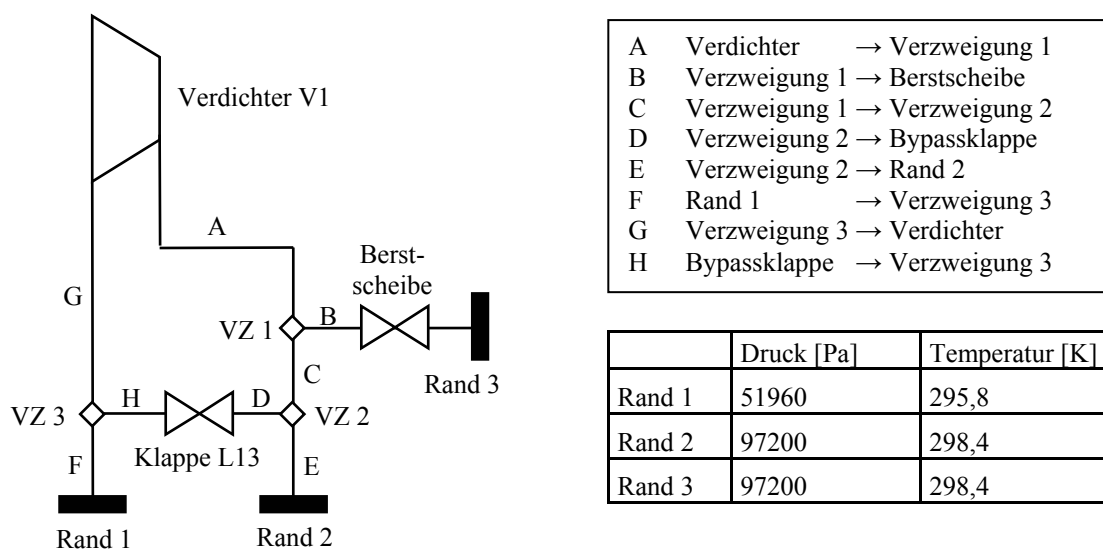


Abb. 51: Schema mit Berstscheibe

Es wird angenommen, dass die Berstscheibe auf Grund eines Fehlers bei einem unkritischen Druckniveau auslöst. Die Simulation startet bei einem Solldruckverhältnis von 2,19 unter Verwendung eines reinen Integralreglers mit dem Verstärkungsfaktor des Referenzfalls. Nach 0,1 s wird die plötzliche Öffnung der Berstscheibe simuliert. Im oberen Teil von Abb. 52 sind die Verläufe der Drücke vor und nach dem Verdichter dargestellt. Im unteren Bild sind die

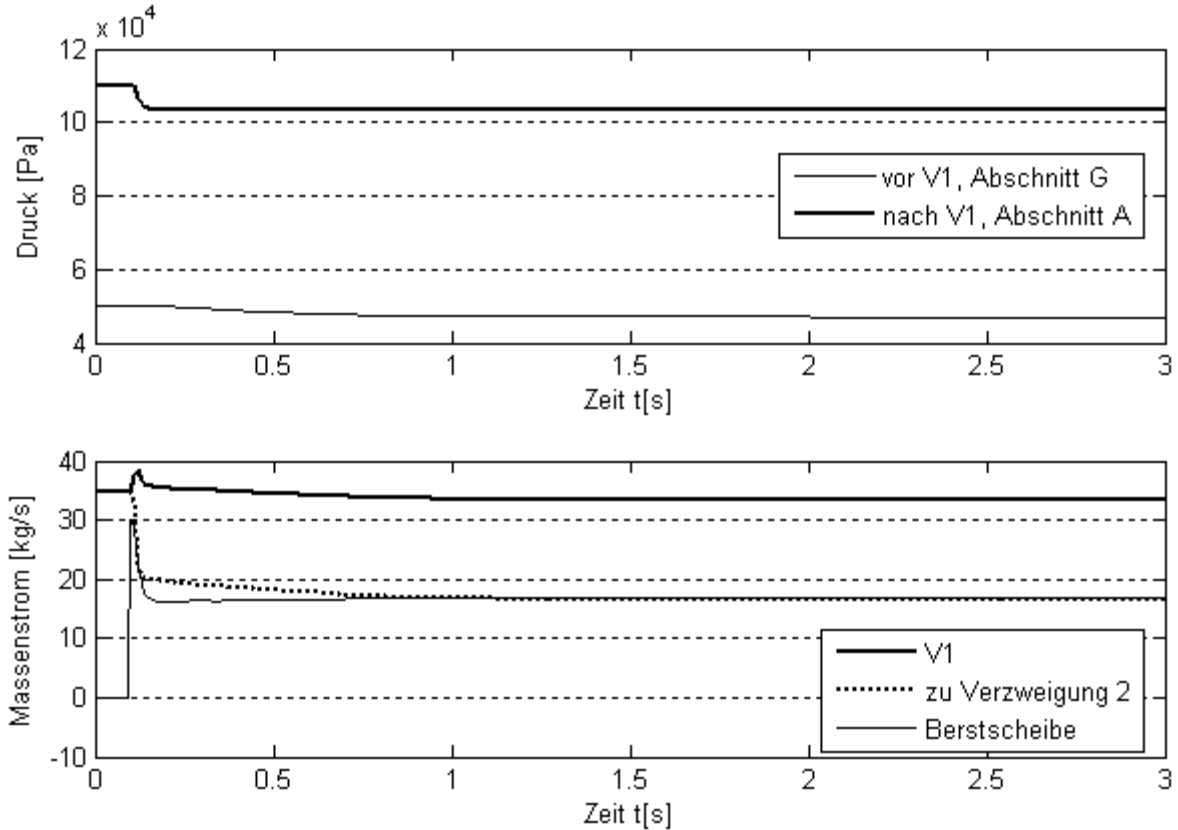


Abb. 52: Drücke am Verdichter und Massenströme an Verzweigung 1

Verläufe der Massenströme an der Verzweigung 1 abgebildet. Im Zeitpunkt des Auslösens ist die Druckdifferenz zwischen Verzweigung 1 und Rand 3 am größten, sodass der Massenstrom durch die Berstscheibe unmittelbar nach deren Auslösung stark ansteigt. Durch diesen austretenden Massenstrom fällt der Druck an Verzweigung 1 ab, die Druckdifferenz verringert sich und der Massenstrom durch die Berstscheibe geht auf 16,8 kg/s zurück. Der Massenstrom des Verdichters steigt durch den Druckabfall am Austritt kurzzeitig an. Die Volumina der Bereiche C, D, H und G haben eine dämpfende Wirkung auf die Fortpflanzung der Druckänderung infolge des Auslösens der Berstscheibe. Aus diesem Grund fällt der Druck am Eintritt des Verdichters im Vergleich zum Austritt zeitlich versetzt und wesentlich langsamer. Sobald der Druck am Eintritt fällt, stabilisiert sich der Massenstrom durch den Verdichter bei 33,4 kg/s. Durch das Abströmen von ca. 50% des Massenstroms über die Berstscheibe verringert sich der an Verzweigung 2 zur Verfügung stehende Massenstrom auf 17 kg/s. Durch das Auslösen der Berstscheibe sinkt das Druckverhältnis am Verdichter innerhalb von 0,07 s unter 2,1 ab. Der Regler reagiert und beginnt die Bypassklappe wie in Abb. 53 dargestellt zu schließen. Nach 1,6 s wird das Solldruckverhältnis bei einem Öffnungswinkel der Bypassklappe von $5,7^\circ$ wieder erreicht (Markierung 1)). Der vom

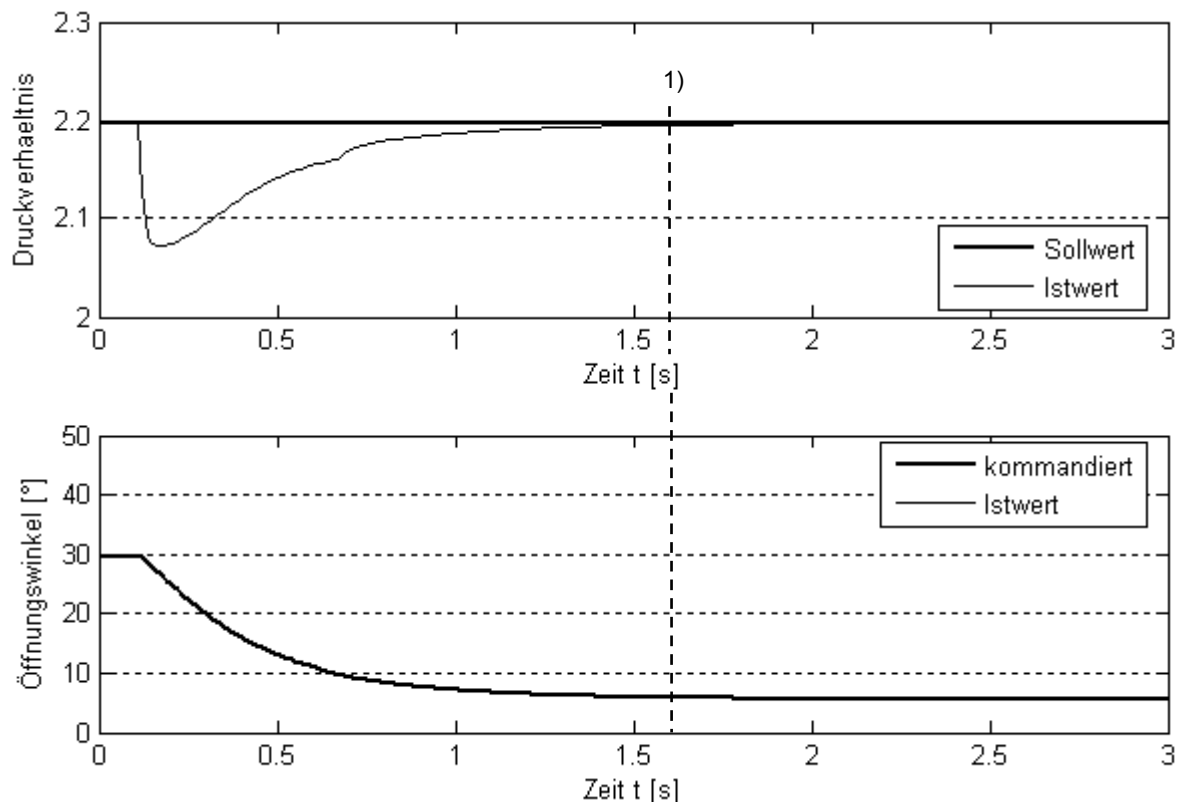


Abb. 53: Druckverhältnis des Verdichters und Öffnungswinkel der Bypassklappe

Regler kommandierte Öffnungswinkel lässt sich hierbei ohne Einschränkungen direkt einstellen. Istwert und kommandierter Wert entsprechen einander, sodass die Kurven im unteren Teil von Abb. 53 deckungsgleich aufeinander liegen. Zusätzlich zur Aufteilung des Massenstroms stromab des Verdichters hat das Auslösen der Berstscheibe Einfluss auf die Flussrichtung der Massenströme an Verzweigung 2.

In Abb. 54 werden die Drücke und Massenströme in den Rohrleitungen an Verzweigung 2 dargestellt. Sobald die Berstscheibe auslöst sinkt der Druck in den Abschnitten A-E ab. Da der Druck im Abschnitt E unterhalb des Drucks an Rand 2 liegt, stellt sich eine Rückströmung ein. Durch die Verringerung des Öffnungswinkels der Bypassklappe steigt der Druck im Abschnitt D, in Verzweigung 2 und im Abschnitt E an, sodass sich die Strömung nach 0,2 s wieder umkehrt. Zum Zeitpunkt $t=2,1$ s hat das System einen stationären Zustand erreicht (Markierung 1)). Über die Berstscheibe strömen $16,8$ kg/s, wobei der Verdichter allerdings $1,5$ kg/s weniger Massenstrom als zum Zeitpunkt $t=0$ fördert. Der Massenstrom durch Rand 2 hat um 8 kg/s zugenommen. Dies ist eine Folge daraus, dass der Pumpverhütungsregler weiterhin seiner Zielvorgabe folgt und den Öffnungswinkel der Bypassklappe stark verringert, um das Druckverhältnis am Verdichter zu halten. Hierdurch steigt der Druck vor der Klappe (D) und der Druck dahinter (H) fällt. Die Druckänderung hinter der Klappe wirkt sich im Abschnitt H bis zur Verzweigung 3 aus, sodass die Druckdifferenz zwischen Rand 1 und Verzweigung 3 und folglich auch der Massenstrom im Abschnitt F wie in Abb. 55 dargestellt steigen. Diese Änderung des Massenstroms wird auch durch den Vergleich der

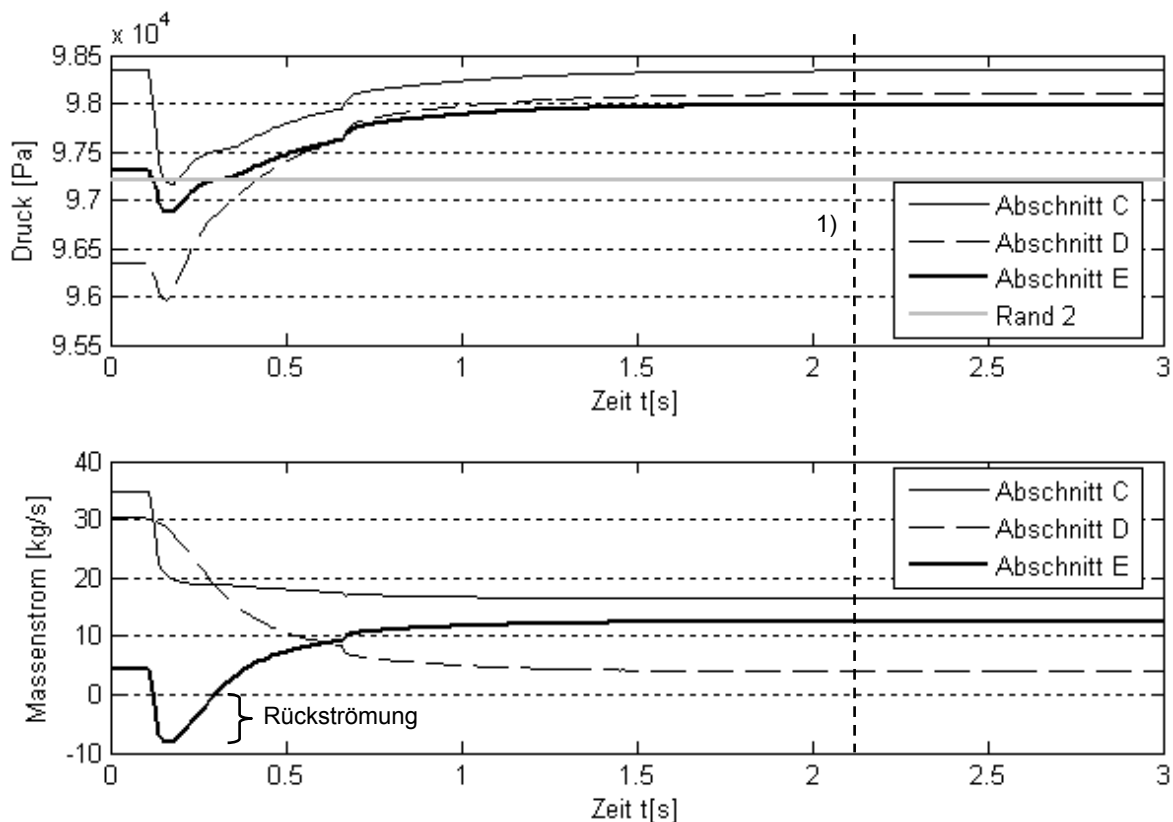


Abb. 54: Drücke und Massenströme an Verzweigung 2

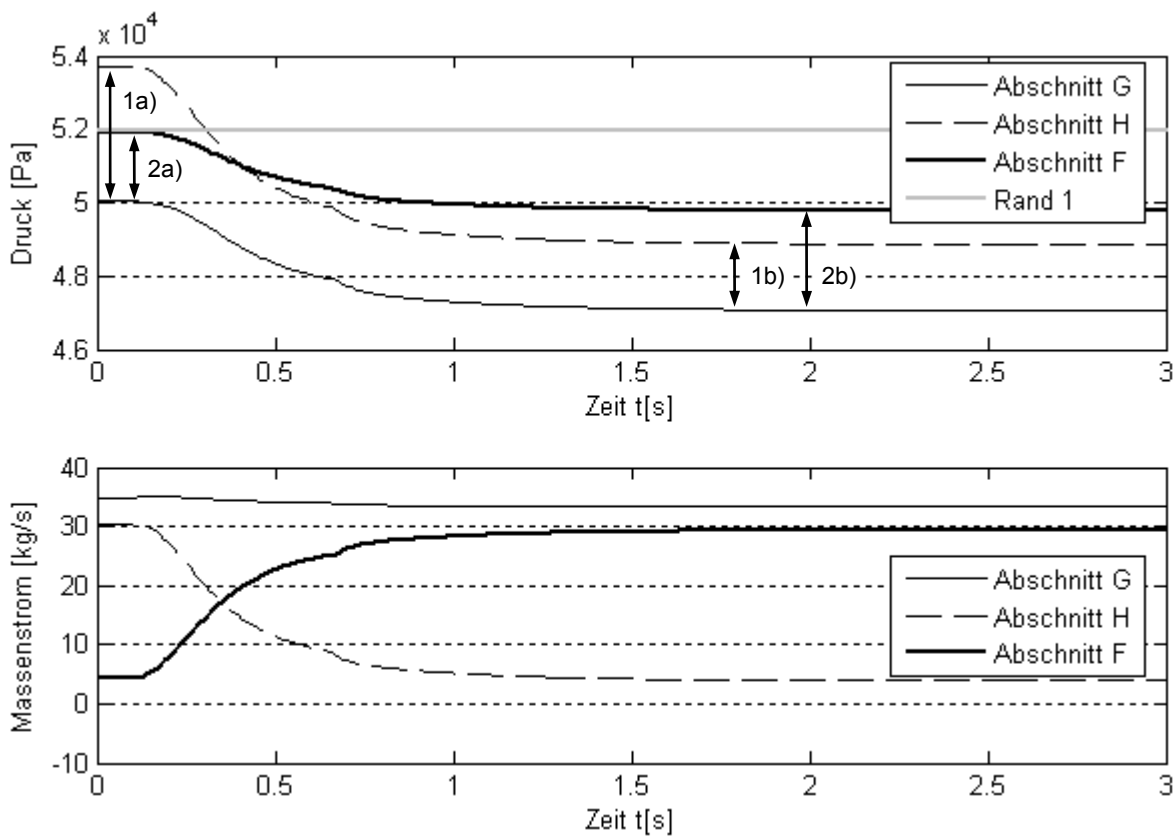


Abb. 55: Drücke und Massenströme an Verzweigung 3

Druckdifferenzen zwischen Verdichter (G) und Rand 1 sowie Verdichter (G) und Bypassklappe (H) deutlich. Die Druckdifferenz zwischen Verdichter und Bypassklappe wird geringer (vgl. Markierungen 1a) und 1b)), während die Differenz zwischen Verdichter und Rand 1 größer wird (vgl. Markierungen 2a) und 2b)). Hierdurch fällt der Massenstrom im Abschnitt H, während der Massenstrom im Abschnitt F steigt. In Abb. 54 wird dokumentiert, dass sich Analog zum Bereich stromab der Klappe die Druckänderung stromauf im Abschnitt D bis zur Verzweigung 2 überträgt, wodurch die Druckdifferenz zwischen der Verzweigung und Rand 2 steigt. Der Massenstrom im Abschnitt E nimmt zu und überschreitet dabei die Menge, die vor dem Auslösen der Berstscheibe durch den Abschnitt und an Rand 2 ausgeströmt ist.

Für die Untersuchung des Einflusses verschiedener Verstärkungsfaktoren auf das Druckverhältnis wird die Simulation für eine Integralverstärkung von $k_I=-12$ und für die derzeit implementierte Konfiguration der Faktoren wiederholt. Die vom Regler kommandierten Öffnungswinkel lassen sich hierbei ohne Einschränkungen direkt einstellen. Die Ergebnisse der Simulation sind in Abb. 56 dokumentiert. Mit der derzeit implementierten

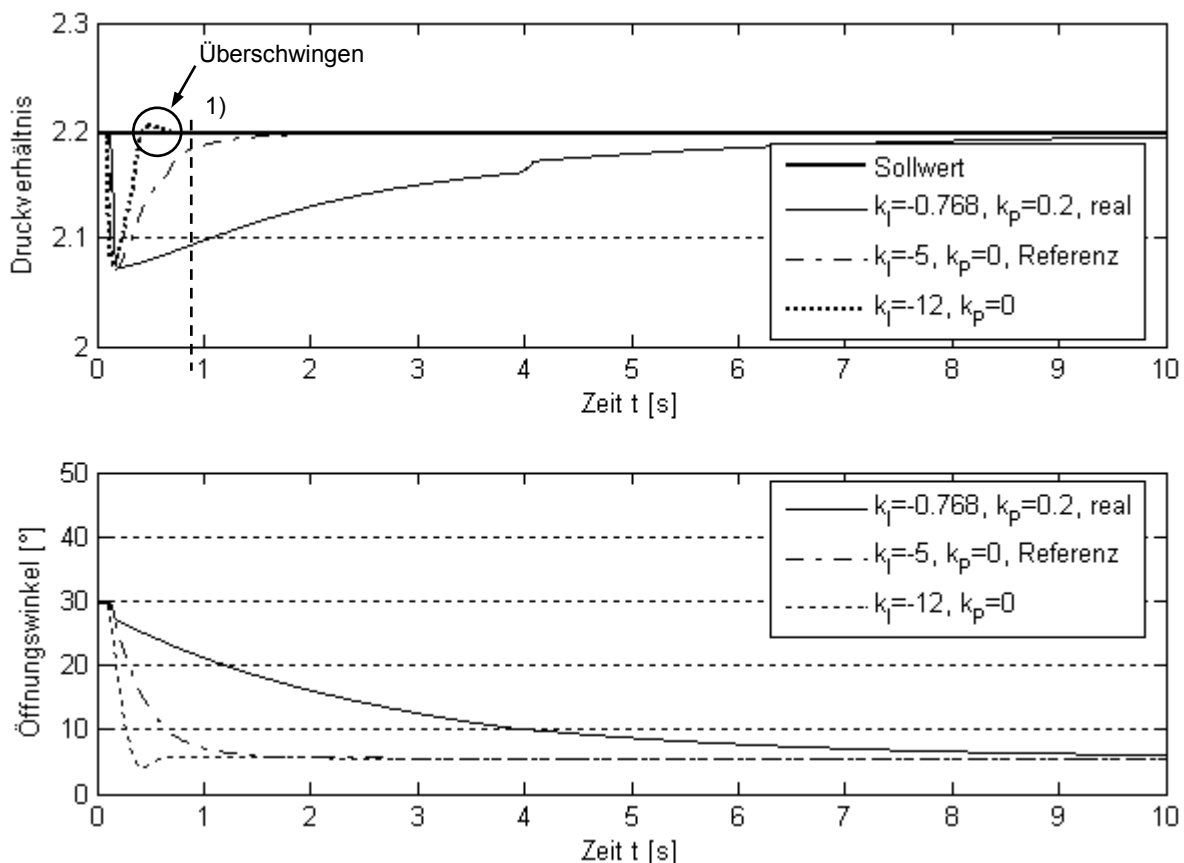


Abb. 56: Druckverhältnis und Öffnungswinkel bei Auslösen der Berstscheibe

Konfiguration wird das Soll-Druckverhältnis erst nach 10 s erreicht. Bei Verwendung der höheren Integralverstärkung $k_I=-12$ wird der Sollwert bereits nach 0,8 s erreicht (Markierung 1)), jedoch schwingt das Druckverhältnis über. Die Ergebnisse zeigen, dass mit der Konfiguration des Referenzfalls auch beim Auslösen der Berstscheibe ein guter Kompromiss aus Geschwindigkeit und Sicherheit erzielt wird.

In einer weiteren Untersuchung wird das Auslösen der Berstscheibe unter Verwendung eines Proportional-Integralreglers mit einer hohen Proportionalverstärkung von $k_p=-2$ simuliert. Für die Integralverstärkung wird der Referenzwert eingesetzt. In Abb. 57 sind die kommandierte und die tatsächliche Klappenstellung sowie der Verlauf des Druckverhältnisses abgebildet.

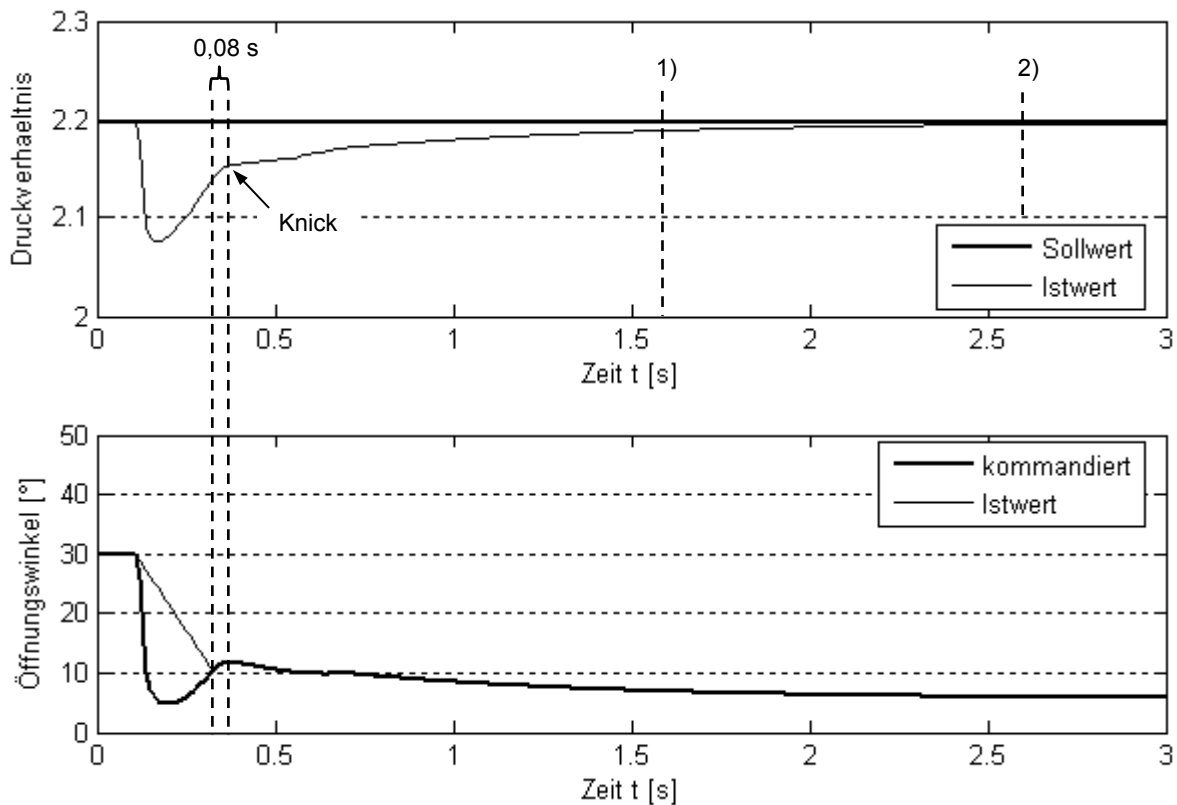


Abb. 57: Druckverhältnis des Verdichters und Öffnungswinkel der Bypassklappe

Nach dem Auslösen der Berstscheibe fällt der vom Regler kommandierte Öffnungswinkel deutlich unter den tatsächlich eingestellten Winkel. Die Ursache für den niedrigen kommandierten Wert ist der starke Einfluss des Proportionalanteils bei Auftreten einer großen Differenz zwischen Soll- und Istwert. Die Abweichung zum tatsächlichen Öffnungswinkel folgt aus der funktionsbedingten maximalen Verstellgeschwindigkeit der Klappe. Der vom Regler vorgegebene Öffnungswinkel kann durch den zu langsamen Klappenantrieb nicht in der geforderten Zeit eingestellt werden. Die maximale Verstellgeschwindigkeit wird beibehalten, bis der tatsächlich eingestellte Winkel und der kommandierte Winkel einander entsprechen. Da die Funktion zur Begrenzung des Integralglieds in diesem Fall nicht aktiv ist, wird das weitere Öffnen der Klappe nicht abgefangen. Der Öffnungswinkel steigt für ca. 0.1 s an, bis er schließlich mit einem kleiner werdenden Gradienten abfällt. Im Druckverhältnis zeigt sich der Punkt, ab dem der Winkel kurzzeitig ansteigt, um 0.08 s verzögert durch einen Knick im Verlauf. Diese Verzögerung ist eine Folge der Prüfstandsdynamik bedingt durch die Aufstaueffekte in den Volumina. Der Einfluss der Verzögerung zeigt sich bereits zu Beginn des Auslösens der Berstscheibe. Das Druckverhältnis sinkt innerhalb von 0,07 s auf unter 2,1 ab. Die Änderung des Öffnungswinkels nimmt erst mit der Verzögerung von 0,08 s Einfluss auf das Druckverhältnis. Als Folge hieraus bleibt der Eingriff der Pumpverhütungsregelung

für diesen Zeitraum ohne Wirkung. Durch die großen Änderungen im Öffnungswinkel infolge der maximalen Verstellgeschwindigkeit der Klappe zeigt sich auch eine entsprechend große Änderung des Druckverhältnisses. Analog hierzu folgt auf den langsamer fallenden Verlauf des Öffnungswinkels ein langsames Ansteigen des Druckverhältnisses. Im Vergleich zu den Ergebnissen aus der Simulation mit einem reinen Integralregler (Abb. 57 Markierung 1)) wird mit dem Proportional-Integralregler das Solldruckverhältnis 1 s später erreicht (Markierung 2)). Der Öffnungswinkel und das Druckverhältnis zeigen bei Verwendung des Integralreglers einen stetigen Verlauf. Die Bypassklappe kann in jedem Zeitpunkt der Forderung des Reglers nachkommen und den kommandierten Öffnungswinkel einstellen. Der stetige Verlauf des Druckverhältnisses wirkt sich positiv auf den Betrieb und die Regelung des Prüfstands aus. Des Weiteren bedeuten stetige Verläufe einen geringeren Aufwand in den numerischen Berechnungen, führen zu kürzeren Rechenzeiten und wirken sich hierdurch positiv auf die Echtzeitfähigkeit der Simulation aus. Bei der Wahl der geeigneten Regelalgorithmen und der Verstärkungsfaktoren sollte folglich nicht nur auf das möglichst schnelle Erreichen des Sollwertes sondern auch auf die Verläufe der Regelgröße und der Stellgröße geachtet werden.

Die Fehlfunktionen können je nach Wahl der Regelverstärkungen einen unterschiedlich starken Einfluss auf den Betriebspunkt des Verdichters und die Massenströme im Prüfstand nehmen. Ein für den gewöhnlichen Betrieb auf ein schnellstmögliches Erreichen des Solldruckverhältnisses optimierter Regler kann bei Auftreten von nicht einschätzbaren oder plötzlichen Ereignissen negative Auswirkungen auf die Erfüllung der Regelungsaufgabe haben und somit schlechtere Ergebnisse erzielen als ein langsamerer Regler. Bei der Auslegung des Reglers muss abgeschätzt werden, wie groß die Störungen sein können und wie schnell das System „Höhenprüfstand“ unter Berücksichtigung seiner Dynamik und der Begrenzung von Stellgeschwindigkeiten den Vorgaben des Reglers folgen kann. Hiervon ausgehend wurde mit Hilfe der Simulation ein reiner Integralregler mit dem Verstärkungsfaktor $k_p = -5$ bestimmt, der sowohl im betrachteten regulären Betrieb als auch beim Auslösen der Berstscheibe das Solldruckverhältnis ohne Überschwingen in kürzester Zeit wieder einstellen konnte. Durch den zusätzlichen Einsatz einer Funktion zur Begrenzung des Integralglieds konnte darüber hinaus das Überschwingen bei einem Blockieren der Bypassklappe reduziert werden.

Die Ergebnisse der Simulationen zeigen, dass Fehlfunktionen im Modell abgebildet und die Auswirkungen auf Druck und Massenstrom untersucht werden können. Die Simulation erlaubt die Optimierung von Regelparametern für einzelne Szenarien und zeigt hierbei die Wechselwirkungen und Abhängigkeiten zwischen Regelparametern, Stellorganen, Betriebspunkt und Betriebsverhalten des Prüfstands auf. Es werden Phänomene wie Rückströmungen wiedergegeben, die messtechnisch im Prüfstandsbetrieb nicht erfasst werden können. Die Simulation hat sich als nützliches Werkzeug für weitere Untersuchungen des Betriebsverhaltens des Prüfstands und für die Auslegung und Optimierung von Regelungssystemen erwiesen.

Literaturverzeichnis

- [1] Airliners.de:
„Luftverkehr wächst schneller als erwartet“
<http://www.airliners.de/news/artikelseite>, Frankfurt/Main (dpa), 16.4.2007
- [2] AspenTech:
Software for Process Engineering
<http://www.aspentech.com>, Copyright 1994-2009 Aspen Technology, Inc.
- [3] Baehr H. D., Stephan K.:
Wärme- und Stoffübertragung
Springer Verlag, 3. überarbeitete Auflage, 1998
- [4] Bauer M.:
Einführung in MOPS
Vortrag im Rahmen des TK-Forums 2001
- [5] Bauer M.:
Modulares Leistungsberechnungsverfahren zur automatisierten modellbasierten Leistungsanalyse von Gasturbinen
Dissertation, Institut für Luftfahrtantriebe der Universität Stuttgart, 2005
- [6] Bauerfeind K.:
Die exakte Bestimmung des Übertragungsverhaltens von Turbostrahltriebwerken unter Berücksichtigung des instationären Verhaltens seiner Komponenten
Dissertation, Lehrstuhl für Flugantriebe TU München, 1968
- [7] Behnke K., Roth K., Scherer V.:
Enhancing the dynamic performance of electricity production in steam power plants by the integration of transient waste heat sources into the feed-water pre-heating system
International Journal of Energy Technology and Policy (ILETP), Inderscience Enterprises, Vol. 3, Nos. 1/2, 2005
- [8] Bierkamp J., Köcke S., Staudacher S.:
Influence of ATF Dynamics and Controls on Jet Engine Performance
ASME Turbo Expo 2007, Paper No. 2007-GT-27586
- [9] Böckh P. von:
Fluidmechanik.
Bildung Sauerländer, 1. Aufl., 2001

- [10] Bogner S.:
Experimentelle Validierung und Analyse stationärer und dynamischer Zustandsüberwachung von Hubschrauber-Gasturbinen
Dissertation, Technische Universität München, Institut für Luft- und Raumfahrt, Lehrstuhl für Flugantriebe, 1993
- [11] Braig W.:
Enhancement of the Stuttgart Altitude Test Facility
Proceeding of the European Propulsion Forum 1989, pp.4.1-4.16
- [12] Braig W.:
Höhenprüfstand für Turboflugtriebwerke. Beschreibung der Anlage
Interner Bericht ILA-87 A02
- [13] Braig W.:
Notizen zur Festlegung der Regelparameter der Abblaseregulierung
Interner Bericht, ILA-86 B04
- [14] Braig, W.:
Puvl.for, Verchar.for, Pumpue.for
Fortran Quellcode ILA, 2000/2001
- [15] Braig W.:
Rechenprogramm zur Triebwerksleistungsberechnung
Interner Bericht ILA-75 B 03, Institut für Luftfahrtantriebe, Universität Stuttgart 1975
- [16] Braig W.:
Stand der Höhenprüfstandsregelung
Bericht zur Höhenprüfstandsregelung und zu Verbesserungsmöglichkeiten, 2000
- [17] Braig W., Kuhn K., Guse M.:
Stuttgarter Höhenprüfstand für Turboflugtriebwerke. Vorträge aus Anlass der Inbetriebnahme des erweiterten Höhenprüfstands, 02. Juli 1987
Interne Berichte ILA-87 A03-A06
- [18] Braig W.:
Vorversuche zur Durchführung von transienten Kerntriebwerks-Versuchen für BMW Rolls-Royce
Interne Berichte ILA-96 B06
- [19] Brenan K. E., Campbell S. L., Petzold L. R.:
Numerical Solutions of Initial-Value Problems in Differential-Algebraic Equations
Isvier Science Publishing Co.,Inc., 1989, ISBN 0-444-01511-6
- [20] Broyden C. G.:
Quasi Newton methods and their application to function minimization
Mathematics of Computation, vol. 21, July 1967, pp. 568-581
- [21] Cottingham R. V.:
Total powerplant simulation
AGARD Paper No 24, 1975
- [22] Davis M., Montgomery P.:
A Flight Simulation Vision for Aeropropulsion Altitude Ground Test Facility
Paper No. GT-2002-30003, ASME Turbo Expo 2002

- [23] EDSTech:
FlowNet, System Hydraulics & Flow Distribution
<http://www.edstech.com/flownet.html>, Copyright 2003-2008
- [24] Endress und Hauser Instruments International GmbH & Co.:
Bedienungsanleitung Drucktransmitter Cerabar PMC 133
- [25] Endress und Hauser Instruments International GmbH & Co.:
System- und Funktionsbeschreibung Deltabar PMD 130
- [26] Engeln-Müllges G., Reutter F.:
*Formelsammlung zur Numerischen Mathematik mit Standard FORTRAN 77-
Programmen*
Bibliographisches Institut & F.A. Brockhaus AG, 6.Auflage 1988, ISBN 3-411-03185-9
- [27] Erhard Armaturen:
Datenblatt zu Absperrklappen
- [28] eturbonews.de:
Global Travel Industry News
<http://www.eturbonews.de>, 22.09.2008
- [29] Fiola R.:
*Berechnung des instationären Betriebsverhaltens von Gasturbinen unter besonderer
Berücksichtigung von Sekundäreffekten*
Dissertation, Lehrstuhl für Flugantriebe, Technische Universität München, 1993
- [30] Fishbach L. H., Koenig R. W.:
*GENENG II – A Program for Calculating Design and Off-Design Performance of Two-
and Three-Spool Turbofans with as many as Three Nozzles*
TN D-6553, NASA, 1972
- [31] Föllinger O.:
Regelungstechnik – Einführung in die Methoden und ihre Anwendung
Hüthig Buch Verlag Heidelberg, 8. überarbeitete Auflage 1994
- [32] Garrard D.:
*ATEC: The Aerodynamic Turbine Engine Code for the Analysis of Transient and
Dynamic Gas Turbine System Operations. Part 1: Model Development*
In International Gas Turbine Aeroengine Congress and Exhibition, ASME 96-GT-193,
Juni 1996
- [33] Gear C. W.:
Numerical Initial Value Problems in Ordinary Differential Equations
Verlag: Prentice Hall, 1971-09
- [34] Hartmann & Braun:
Kennlinien zur Pumpverhütungsregelung, PVHREGGV
Datenblatt, K.1872-19-3, hand marked "L13" (V1)
- [35] Hippe P.:
Eine systematische Vermeidung der durch Stellbegrenzungen ausgelösten Probleme
Veröffentlichung in Automatisierungstechnik 55 (2007) 8, DOI 10.1524,
auto.2007.55.8.377, Oldenbourg Wissenschaftsverlag
- [36] Hörl F.:
Systemtheoretische Methode zur dynamischen Zustandsüberwachung von Gasturbinen
Dissertation, Lehrstuhl für Flugantriebe, TU München, 1987

- [37] Hollmeier S.:
Simulation des Betriebsverhaltens von Antrieben für Raumtransporter / Hyperschallflugzeuge
Dissertation, Technische Universität München, Institut für Luft- und Raumfahrt, Lehrstuhl für Flugantriebe, 1997
- [38] Koenig R. W., Fishbach L. H.:
GENENG – A Program for Calculating Design and Off-Design Performance for Turbojet and Turbofan Engines
TN D-6552, NASA, 1972
- [39] Köcke S., Staudacher S., Bierkamp J., Berns W.:
Simulation des Gesamtsystems bestehend aus Höhenprüfstand und Triebwerk
Deutscher Luft- und Raumfahrtkongress 2006, Paper No. DGLR-2006-232
- [40] Kotulla M.:
Untersuchung zu Energieversorgung und Antrieb einer Leichter-als-Luft-Höhenplattform
Dissertation, Institut für Luftfahrtantriebe der Universität Stuttgart, 2008
- [41] Kurz N., Grimboldy J.:
ILA Stuttgart Höhenprüfstand, Pumpschutz- und Pumpverhütungs-Software
Dokumentation, 2004
- [42] Kurzke J.:
How to get Component Maps for Aircraft Gas Turbine Performance Calculations
ASME Paper 96-GT-164
- [43] Lunze J.:
Regelungstechnik 1
Springer-Verlag, 1996
- [44] Lutz H., Wendt W.:
Taschenbuch der Regelungstechnik
Verlag Harri Deutsch, 3. überarbeitete und erweiterte Auflage 2000
- [45] McLaughlin P.:
Nonlinear Solvers
In Gas Turbine Engine Transient Behaviour, Lecture Series 1993-06, Karman Institute for Fluid Dynamics, 1993
- [46] Menrath M.:
Experimentelle Kennwertermittlung und Systemanalyse bei Hubschrauber-Gasturbinen
Dissertation, Technische Universität München, Institut für Luft- und Raumfahrt, Lehrstuhl für Flugantriebe, 1989
- [47] Merkler R. S.:
Modellierung des Kühlluftsystems von Turboluftstrahltriebwerken im Rahmen von Leistungssyntheseprogrammen
Diplomarbeit, Institut für Luftfahrtantriebe, 2002
- [48] Merkler R. S., Staudacher S., Schmidt K.-J.:
Modellierung des Luftsystems von Turboflugtriebwerken für die Anwendung in Leistungssyntheseprogrammen
Deutscher Luft- und Raumfahrtkongress 2003, Paper-No DGLR-2003-006

- [49] Microsoft Corporation:
Microsoft Visual Studio 6.0 Development System
Entwicklungsumgebung, 1991-1998
- [50] Moll C.:
Kennwertermittlung und Systemanalyse des thermomechanischen Verhaltens von Turbomaschinenkomponenten
Dissertation, Institut für Luftfahrtantriebe, Universität Stuttgart, 2006, ISBN 3-86624-190-9
- [51] Montgomery P., Burdette R., Krupp B.:
A Real-Time Turbine Engine Facility Model and Simulation for Test Operations Modernization and Integration
Paper No. GT-2000-0576, ASME Turbo Expo 2000
- [52] Montgomery P., Burdette R., Wilhite L., Salita S.:
Modernization of a Turbine Engine Test Facility Utilizing a Real-Time Facility Model and Simulation
Paper No. GT-2001-0573, ASME Turbo Expo 2001
- [53] Montgomery P., Burdette R., Klepper J., Milhoan A.:
Evolution of a Turbine Engine Test Facility to Meet the Test Needs of Future Aircraft Systems
Paper No. GT-2002-30605, ASME Turbo Expo 2002
- [54] Moré J. J., Garbow B. S., Hillstom K. E.:
User Guide for MINPACK – 1
Argonne National Laboratory Report ANL-80-74, Argonne, Ill., 1980
- [55] Münzberg H.-G., Kurzke J. T.:
Gasturbinen – Betriebsverhalten und Optimierung
Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 1977, ISBN 3-540-08032-5
- [56] MTU.de:
eMagazin „Report“
http://www.mtu.de/de/Presse/presse_archiv
- [57] MTU-Maintenance.com:
„Testgiganten für die Sicherheit“
<http://www.mtu-maintenance.com>, 04.01.2009
- [58] Nielsen A.:
Experimentelle Untersuchungen zum thermischen Verhalten von Turboluftstrahltriebwerken
Dissertation, Institut für Luftfahrtantriebe, Universität Stuttgart, 2006, ISBN 3-86624-136-4
- [59] Onions R. A., Foss A. M.:
Improvements in the dynamic simulation of gas turbines
AGARD Paper No 27, 1982
- [60] Ortega J. M., Rheinboldt W. C.:
Iterative Solution of Nonlinear Equations in Several Variables
Academic Press, New York and London, 1970
- [61] Pepperl und Fuchs GmbH Mannheim:
Technische Daten KFD2-UT-Ex1

- [62] Petzold L., Brown P., Hindmarsh A., Ulrich C.:
DDASPK.FOR, Listing des numerischen Lösungsverfahrens für Differentialgleichungssysteme
Quelle: Internetbibliothek, Homepage: www.netlib.org
- [63] Pilidis P., Pradeep Kumar KN, Tournlidakis A.:
HTGR Closed Cycle GT Plant Analysis: Options and Procedures for Startup with Hot Gas Injection
Paper No. GT-2002-30146, ASME Turbo Expo 2002
- [64] Pilidis P., Zwebek A. I.:
Degradation Effects on Combined Cycle Power Plant Performance. Part3: Gas and Steam Turbine Degradation Effects
Paper No. GT-2002-30513, ASME Turbo Expo 2002
- [65] Pipeline Simulation & Integrity :
<http://www.pipelinesimulation.co.uk/index.htm>
- [66] Press W. H., Vetterling W. T., Teukolsky S. A., Flannery B. P.:
Numerical Recipes in Fortran 77
Second Edition, Cambridge University Press 1999, ISBN 0 521 43064 X
- [67] Rick H., Muggli W.:
Generalized Digital Simulation Technique with Variable Engine Parameter Input for Steady State and Transient Behaviour of Aero Gas Turbines
In AGARD-CP-324, S. 26.1-26.20, 1983
- [68] Riegler C.:
Modulares Leistungsberechnungsverfahren für Turboflugtriebwerke mit Kennfeld-darstellung für Wärmeübertragungsvorgänge
Dissertation, Institut für Luftfahrtantriebe 1997, ISBN 3-18-337306-8
- [69] Saravanamuttoo H. I. H., Fawke A. J.:
Simulation of Gas Turbine Dynamic Performance
Gas Turbine Conference, Brussels, 1970, ASME Paper No 70-GT-23
- [70] Scherer V.:
Steigerung der Leistungsdynamik von Dampfkraftwerken
Vortrag an der Ruhr-Universität Bochum, 2003
- [71] Schmidt K.-J., Merten R., Menrath M., Braig W.:
Inbetriebnahme des Höhenprüfstandes der Universität Stuttgart als neuen Prüfstand für BR700 Kerntriebwerksversuche
Bericht der BMW Rolls-Royce GmbH und des Instituts für Luftfahrtantriebe
- [72] Schobeiri T.:
COTRAN, the Computer Code for Simulation of Unsteady Behavior of Gas Turbines
Brown Boveri Company, Gas Turbine Division Baden Switzerland, BBC-TCG-53, 1985
- [73] Schobeiri T., Abdouelkheir M., Lippke C.:
GETRAN: A Generaic, Modularly Structured Computer Code for Simulation of Dynamic Behaviour of Aero- and Power Generation Gas Turbine Engines
In International Gas Turbine and Aeroengine Congress and Exhibition, ASME 93-GT-388, Mai 1993

- [74] Scholz W.-H.:
Auslegung, Planung, Bau und Betrieb von Blockheizkraftwerken
VDI Berichte Nr. 1485, 1999
- [75] Sellers J. F., Daniele C. J.:
DYNGEN – A Program for Calculating Steady – State and Transient Performance of Turbojet and Turbofan Engines
TN D-7901, NASA, 1975
- [76] Silicon.de:
Siemens simuliert ganze Pipeline-Anlage
<http://www.silicon.de/software>, 16.12.2008
- [77] Staudacher S.:
Untersuchungen zum sekundären Luftsysteem von Luftstrahltriebwerken
Dissertation, Lehrstuhl für Flugantriebe, Technische Universität München, 1995
- [78] Szuch J. R.:
HYDES: A Generalized Hybrid Computerprogram for Studying Turbojet or Turbofan Engine Dynamics
TM X-3014, NASA, 1974
- [79] Tagesspiegel.de:
„Airbus sieht Bedarf von 24.300 neuen Flugzeugen“
<http://www.tagesspiegel.de/wirtschaft/Unternehmen-Airbus>, 08.02.2008
- [80] The MathWorks:
MATLAB and SIMULINK for Technical Computing
Internetauftritt des Anbieters, <http://mathworks.com>, 1994-2008
- [81] Thermoflow Europe GmbH:
Thermoflow
<http://www.thermoflow.com/index.htm>, Copyright 2008 Thermoflow, Inc.
- [82] Ther Korn D.:
Fortschrittliches Leistungs-Berechnungsverfahren für luftatmende Turbotriebwerke
Dissertation, Fakultät der Luft- und Raumfahrttechnik der Universität Stuttgart, 1992
- [83] Thomson B.:
Basic Transient Effects of Aero Gas Turbines
In AGARD-CP-151, S 2.1-2.16, September 1974
- [84] Tinga T., Visser W., de Wolf W., Broomhead M.:
Integrated lifing analysis tool for gasturbine components
National Aerospace Laboratory, ASME Turbo Expo 2000, Paper No. ASME-2000-GT-646
- [85] Unbehauen H.:
Regelungstechnik 1
Vieweg-Verlag, 10. vollständig überarbeitete Auflage, 2000
- [86] Verein Deutscher Ingenieure:
VDI-Wärmeatlas
VDI-Verlag GmbH, 4. Auflage, 1984

- [87] Visser W. P. J.:
Gas Turbine Engine Simulation at NLR
National Aerospace Laboratory NLR, Amsterdam, CEAS Symposium on Simulation
Technology, Paper No. MOD05, 1995
- [88] Visser W. P. J., Broomhead M. J.:
GSP, A generic object-oriented gas turbine simulation environment
ASME Turbo Expo 2000, Paper No. ASME-2000-GT-0002
- [89] Visser W. P. J., Kogehop O., Oostveen M.:
A Generic Approach for Gas Turbine Adaptive Modeling
International Gas Turbine and Aeroengine Congress and Exhibition, Vienna, Paper No.
GT2004-53721, 2004
- [90] Visser W., Oostveen M., Pieters H., van Dorp E.:
Experience with GSP as a gas path analysis tool
ASME Turbo Expo 2006, Paper No. GT2006-90904
- [91] VTT and Fortum:
APROS - The Advanced Process Simulation Environment
Internetauftritt des Anbieters, <http://apros.vtt.fi>, 2009
- [92] Wagner S.:
Vorlesung Strömungslehre.
Vierte, überarbeitete Auflage, 1996
- [93] Wagner W.:
Regelarmaturen
Vogel Fachbuch, ISBN 3-8023-1564-2
- [94] Wagner W.:
Strömung und Druckverlust
Vogel Fachbuch, ISBN 3-8023-1720-3, 4. Auflage, 1997
- [95] Weigand B.:
Analytische Lösungsmethoden für Wärme- und Stoffübertragungsprobleme
Manuskript zur Vorlesung. ITLR Universität Stuttgart, Version 1.1
- [96] Weigand B., von Wolfersdorf J.:
Wärmeübertragung
Manuskript zur Vorlesung, ITLR Universität Stuttgart, Auflage 2002

Lebenslauf

Sabine Köcke

Persönliche Daten

Geburtsdatum 22.11.1974
Geburtsort Mönchengladbach
Familienstand ledig

Schulbildung

1985-1994 Hollenberg-Gymnasium Waldbröl
Mai 1994 Allgemeine Hochschulreife

Studium

1994-2002 Studium der Luft- und Raumfahrttechnik, Universität Stuttgart
Abschluss: Diplomingenieur
Schwerpunkte: *Luftfahrtantriebe* und *Flugmechanik und Regelungstechnik*

Praktika und weitere Tätigkeiten

07/1994-09/1994 Schmidt + Clemens GmbH & Co. KG, Edelstahlwerk Lindlar
10/1996-02/1997 Robert Bosch GmbH Stuttgart, Entwicklung Zündung
12/2001-09/2002 Wissenschaftliche Hilfskraft am Institut für Luftfahrtantriebe
08/2003-10/2003 Entsendung zur Firma ALSTOM in Baden, Schweiz

Berufstätigkeit

11/2002-12/2007 Wissenschaftliche Mitarbeiterin am Institut für Luftfahrtantriebe der Universität Stuttgart, Promotion
seit 01/2008 Entwicklungsingenieurin bei der Firma Behr GmbH & Co. KG, Motorkühlung Pkw, Entwicklung Module