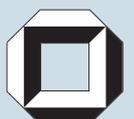
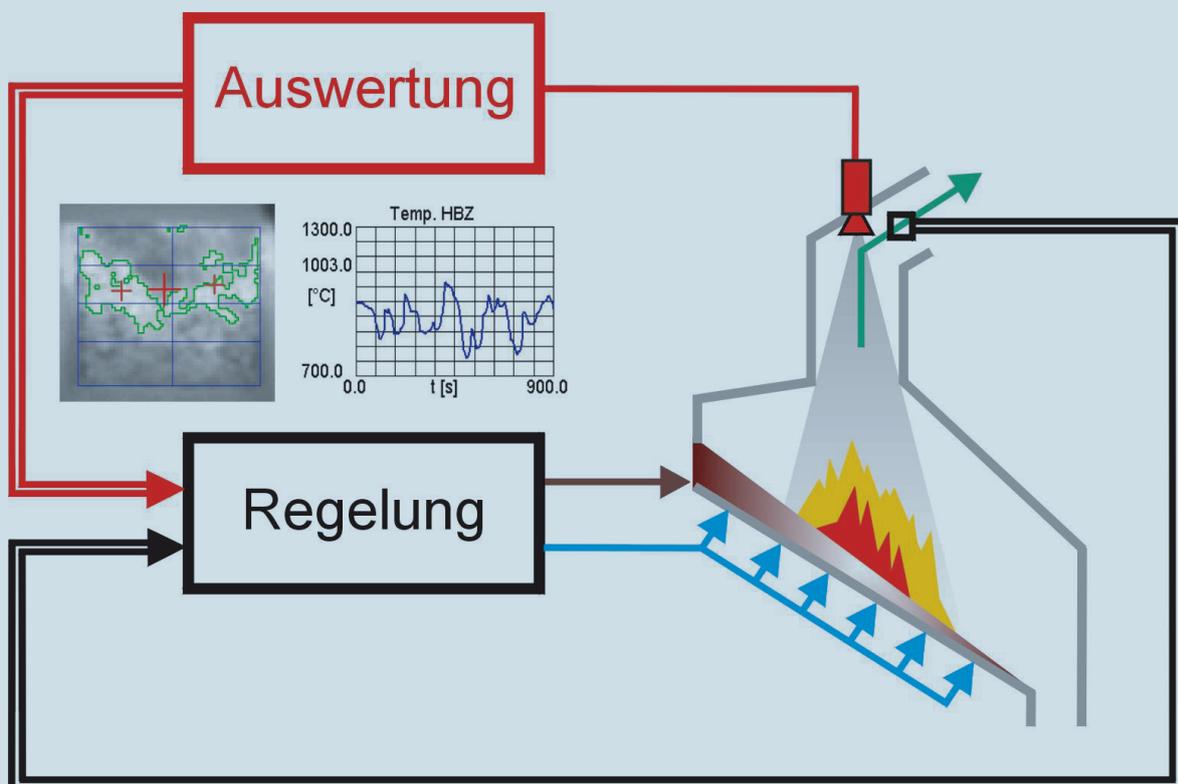


Dipl.-Ing. Stephan Zipser

Beitrag zur modellbasierten Regelung von Verbrennungsprozessen



Schriftenreihe des Instituts für
Angewandte Informatik / Automatisierungstechnik
Universität Karlsruhe (TH)
Band 7

Dipl.-Ing. Stephan Zipser

Beitrag zur modellbasierten Regelung von Verbrennungsprozessen



Dissertation, Universität Magdeburg, Fakultät für Elektrotechnik und
Informationstechnik, 2004

Impressum

Universitätsverlag Karlsruhe
c/o Universitätsbibliothek
Straße am Forum 2
D-76131 Karlsruhe

www.uvka.de

© Universitätsverlag Karlsruhe 2004
Print on Demand

ISSN 1614-5267
ISBN 3-937300-26-0

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Automatisierungstechnik der Otto–von–Guericke Universität Magdeburg und am Institut für Angewandte Informatik des Forschungszentrums Karlsruhe.

Zum Gelingen der Arbeit hat Prof. Dr.-Ing. habil. Christian Döschner wesentlich beigetragen. Für die engagierte persönliche Unterstützung möchte ich mich an dieser Stelle herzlich bedanken. Ebenso bin ich Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Georg Bretthauer für die förderliche Begleitung meiner Promotion sowie die Übernahme des Korreferats zu Dank verpflichtet.

Zu danken habe ich auch meinen Eltern, Geschwistern und Freunden. Meinen Kolleginnen und Kollegen in Magdeburg, Clausthal und Karlsruhe bin ich für die erfahrene Unterstützung, die angenehme Arbeitsatmosphäre und die konstruktiven Diskussionen dankbar. Besonders hervorheben möchte ich meine damaligen Magdeburg Kollegen Dr.-Ing. Marc Enzmann und Prof. Dr.-Ing. Markus Krabbes sowie die Kollegen aus Karlsruhe Dr.-Ing. Hubert B. Keller, Dipl.-Ing. Andreas Gommlich, Dr.-Ing. Jörg Matthes sowie Dipl.-Ing. Christian Fouda.

Den Herren Prof. Dr.-Ing. Roland Scholz, Dr.-Ing. Christian Weichert, Dipl.-Ing. Stefan Ludewig sowie Herrn Herbert Hillebrecht danke ich für die sehr gute Zusammenarbeit im Rahmen unseres DFG-Projekts sowie die tatkräftige Unterstützung bei den Experimenten in Clausthal.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Entstehung und Vermeidung von Schadstoffen	2
1.2	Entwicklungsstand automatisierter Verbrennungen	6
1.3	Einschätzung des Stands der Technik	21
1.4	Zielstellung und Gliederung der Arbeit	26
2	Beschreibung und Modellierung der Pilotanlage	28
2.1	Beschreibung der Pilotanlage	29
2.2	Statisches Modell eines Verbrennungsprozesses	31
2.2.1	Bestimmung des Abgassauerstoffgehalts	32
2.2.2	Bestimmung der Abgastemperatur	34
2.2.3	Schlussfolgerungen aus dem statischen Modell	35
2.3	Theoretisches Prozessmodell der Pilotanlage	36
2.4	Regelungsstruktur und Entwurfsmodelle	44
2.5	Zusammenfassung	51
3	Regelung vorhaltbehafteter Strecken	52
3.1	Ziele und Voraussetzungen	53
3.2	Übergangsverhalten und Wahl der Pole	55
3.2.1	Konjugiert komplexes Polpaar ohne Zählerzeitkonstante	55
3.2.2	Reelle Pole und negative Zählerzeitkonstante	56
3.2.3	Komplexes Polpaar und negative Zählerzeitkonstante	57
3.2.4	Reelle Pole und positive Zählerzeitkonstante	58
3.2.5	Komplexes Polpaar und positive Zählerzeitkonstante	60
3.3	Normierung	61
3.4	Darstellung der qualitativen Zusammenhänge	62
3.5	Darstellung der quantitativen Zusammenhänge	64
3.6	Zusammenfassung	69
4	Regelung der Pilotanlage bei Brennstoffschwankungen	70
4.1	Entwurf und Validierung der Temperaturregelungen	71
4.2	Sollwertgesteuerte Regelung	78
4.3	Regelung bei Brennstoffschwankungen	80

4.4	Zusammenfassung	84
5	Infrarotbasierte Analyse von Verbrennungsprozessen	85
5.1	Einordnung der Problemstellung und Motivation	85
5.2	Struktur einer infrarotbasierten Prozessführung	88
5.3	Bemerkungen zur Infrarotmesstechnik	89
5.4	Unterdrückung von Störungen in Infrarotaufnahmen	91
5.4.1	Unterdrückung Partikelstörungen	92
5.4.2	Unterdrückung von Flammenstörungen	93
5.5	Maschinelle Bewertung von Infrarotaufnahmen	95
5.5.1	Statische Bildgüte	96
5.5.2	Dynamische Bildgüte	97
5.6	Berechnung infrarotbasierter Kenngrößen	99
5.7	Berechnung der Kenngröße Feuerlage	101
5.8	Verfahren zur adaptiven Brennzonendetektion	108
5.9	Umsetzung und Implementierung der Verfahren	112
5.10	Zusammenfassung	113
6	Zusammenfassung und Ausblick	114
A	Anhang zur Temperatur-Sauerstoff-Regelung	118
A.1	Aufbau der Normvolumenstromregler	118
A.2	Software zur Temperatur-Sauerstoff-Regelung	118
A.3	Beispiel zum Reglerentwurf bei PDT2-Stecken	120
A.4	Aufbau IMC-Regler	121
B	Anhang zur infrarotbasierten Verbrennungsanalyse	123
B.1	Beschreibung der eingesetzten Infrarotkameras	123
B.2	Beispiel zur Partikelerkennung	124
B.3	Bewertung der statischen Bildgüte	126
	Literaturverzeichnis	128

Formelzeichen und Abkürzungen

A	Systemmatrix
<i>A</i>	Fläche
<i>A_{BB}</i>	Brennbettfläche
<i>A_{BZ}, A_{BZ,Rel}</i>	Brennzonenfläche absolut, relativ
B	Eingangsmatrix
<i>c</i>	Lichtgeschwindigkeit sowie spez. Wärmekapazität allg. (und entsprechend dem jeweiligen Index für N ₂ , O ₂ ,)
C	Umsatz- und Ausgabematrix
C_δ	Grauwertübergangsmatrix
C	Kohlenstoff
CH₄	Methan
Cl₂	Chlor
C_NH_M	Kohlenwasserstoff allg.
CO	Kohlenmonoxid
CO₂	Kohlendioxid
<i>d</i>	Dämpfung
D	Durchgangsmatrix
<i>e</i>	Abweichung
F, \tilde{F}	Bild(matrix), Bild mit Randergänzung
F_A	Analysebild
F^B	binarisiertes Bild
F_{Diff}	Differenzbild
F_{NP}, F_{NF}	Bild partikelminimiert, flammenminimiert
F_R	Rohbild
F_Q, \overline{F}_Q	Gütebild, Mittelwert des Gütebilds
G, G_W, G_Z	Übertragungsfunktion, Führungs-, Störverhalten
G₀, G_R, G_S	Übertragungsfunktion offener Kreis, Regler, Strecke
G_R[*]	optimaler IMC-Regler
<i>g, g_Z</i>	Grauwert, Zeilengrauwert
\tilde{g}_Z	Zeilengrauwert (randergänztes Bild)
<i>h</i>	Übergangsfunktion, Planck'sche Konstante und relative Grauwerthäufigkeit
<i>h_{Max}, h_Ü</i>	Überschwingweite, relative Überschwingweite
<i>h_{Min}</i>	Unterschwingweite
<i>h_{Hüll}</i>	Hüllkurve der Übergangsfunktion
H₂	Wasserstoff
H₂O	Wasser, Wasserdampf
H	Heizwert

HCl	Salzsäure
i	Index
j	Index
J_V	Bildvalidität
J_D, J_S	Bildgütemaß dynamisch, statisch
J_R	Rekonstruktionsgrad
k	Abtastschritt
K	Verstärkungsfaktor allg. und Abtastschritt
K_B	Boltzmann Konstante
K_{LB}	Luft/Brennstoffverhältnis
K_S	Streckenverstärkung, Wärmeübergangskoeffizient Strahlung
\mathbf{K}_S	Statikmatrix
$K_{S,D}, K_{S,S}$	Schwellwert dynamisch, statisch
$K_{\ddot{U}}$	Wärmeübergangskoeffizient
K_W	Wichtungsfaktor
L_L	Luftbedarf
L_{O_2}	Sauerstoffbedarf
m	Kenngröße
M, \dot{M}	Masse und Bildanzahl, Massestrom
\dot{M}_x, \dot{M}_y	Filtermaskenbreite und -höhe
$\dot{M}_B, \dot{M}_{B,Min}$	Brennstoffstrom, Mindestbrennstoffstrom
\dot{M}_D	Dampfstrom
$\dot{M}_L, \dot{M}_{L,Min}$	Luftstrom, Mindestluftstrom
$\dot{M}_P, \dot{M}_{P,i}$	Primärluftstrom (gesamt), Primärluftstrom Zone i
\dot{M}_S	Sekundärluftstrom
N	Zeilen- und Pixelanzahl, Bildanzahl
N_{Ges}	Bildpunktanzahl Gesamtbild
N_Z	Anzahl gestörte Bildpunkte
N_2	Stickstoff
NO, NO ₂ , NO _x	Stickstoffmonoxid, -dioxid, Stickoxid allg.
O ₂	Sauerstoff
p	Druck
P, P_D, P_{th}	Leistung, Dampfleistung, thermische Leistung
Q	Wärme, Grauwertanzahl
\dot{Q}, \dot{Q}_B	Wärmestrom allg., Verbrennungswärmestrom (entspricht P_{th})
r	Wegkoordinate (radial)
R	allgemeine Gaskonstante
R_{xy}	empirischer Kreuzkorrelationskoeffizient
s, \tilde{s}	Laplacevariable, normierte Laplacevariable
S, SO ₂	Schwefel, Schwefeldioxid
t	Zeit
T	Zeitkonstante und absolute Temperatur
T_{Σ}	Summenzeitkonstante
T_A	Abtastzeit
T_{An}, \tilde{T}_{An}	Anregelzeit, normierte Anregelzeit
T_{Aus}, \tilde{T}_{Aus}	Ausregelzeit, normierte Ausregelzeit
T_B	Brennstofftemperatur
T_D	Zählerzeitkonstante
T_L	Lufttemperatur
T_{Max}, \tilde{T}_{Max}	Maximumzeit, normierte Maximumzeit
T_{Min}, \tilde{T}_{Min}	Minimumzeit, normierte Minimumzeit
T_N	Nachstellzeit I- und PI-Regler

T_T	Totzeit und Temperatur Thermoelement
T_U, T_W	Umgebungstemperatur, Wandtemperatur
T_Z	Zykluszeit
u, u_k	Eingangsgröße allg., abgetastete Eingangsgröße
V, \dot{V}	Volumen, Volumenstrom
W, W_x, W_y	Wobbezahl, Bildbreite und -höhe
x	Zustandsgröße, Wegkoordinate (längs) und Signal allg.
\bar{x}	Mittelwert von Signal x
x_{FL}, y_{FL}	Längs- und Querfeuerlage
$x_{FL,S}, y_{FL,S}$	Längs- und Querfeuerlage schwerpunktorientiert
$x_{FL,Est}, y_{FL,Est}$	Längs- und Querfeuerlage manuell bestimmt
y, y_k	Ausgangs- und Regelgröße sowie Signal allg., abgetastete Eingangsgröße
\bar{y}	Mittelwert Signal y
$y_{FL,L}, y_{FL,LW}$	Zeilenfeuerlage, gewichtete Zeilenfeuerlage
y_{Mod}	Modellausgang
\mathcal{C}	Bildmerkmal Kontrast
\mathcal{E}_f	Bildmerkmal Energie (erste Ordnung)
\mathcal{E}_s	Bildmerkmal Energie (zweite Ordnung)
\mathcal{H}	Bildmerkmal Entropie
\mathcal{R}	Bildmerkmal Korrelation
\mathcal{U}	Bildmerkmal Homogenität
α_{BZ}	Parameter zur Brennzonendetektion
ε	Toleranzband Regelabweichung, Adaptionsschrittweite
λ	Luftfaktor, Wellenlänge
ξ	Masseanteil allg. (und entsprechend dem jeweiligen Index für N ₂ , O ₂ ,)
$\xi_{B,I}, \xi_{B,B}$	massebezogener Inert- und Brennstoffanteil
ρ	Dichte
σ	Realteil von s , Streuung und Stefan-Boltzmann Konstante,
$\tilde{\sigma}$	normierter Realteil
$\vartheta, \vartheta_A, \vartheta_P$	Temperatur in Grad Celsius, Abgas-, Produkttemperatur
ϑ_{WS}	Temperatur Wirbelschicht
τ_k, τ_t	Zeitverschiebung
ϕ, Φ	Winkel, Modellparameter
ψ	Volumenanteil all. (und entsprechend dem jeweiligen Index für N ₂ , O ₂ ,)
$\psi_{O_2}, \psi_{O_2,A}$	O ₂ -Gehalt (im Abgas)
$\psi_{B,I}, \psi_{B,B}$	volumenbezogener Inert- und Brennstoffanteil
$\hat{\psi}_{B,I}, \hat{\psi}_{B,B}$	Inert- und Brennstoffanteil ermittelt
$\omega, \tilde{\omega}, \omega_0$	Imaginärteil von s , normierter Imaginärteil, Eigenfrequenz

Fett gedruckte Symbole stellen Matrizen und Vektoren dar. Die Bedeutung der Formelzeichen wird ggf. durch folgende hoch- oder tiefgestellte Indizes näher spezifiziert:

Indizes tiefgestellt		Indizes hochgestellt	
<i>A</i>	Ausgang und Abgas	<i>B</i>	Betriebswert, Binarisiert
<i>Ab</i>	Austrag	<i>H</i>	Hilfsregelgröße
<i>Adj</i>	adiabat	<i>M</i>	massebezogen
<i>AT</i>	Abgas-Thermoelement	<i>N</i>	Normzustand
<i>AW</i>	Abgas-Wand	<i>Soll</i>	Sollwert
<i>B</i>	Brennstoff und Brennanteil	<i>V</i>	volumenbezogen
<i>BB</i>	Brennbett		
<i>BK</i>	Brennkammer		
<i>E</i>	Eingang		
<i>F</i>	Filter		
<i>I</i>	Inertanteil		
<i>L</i>	Luft		
<i>Max, Min</i>	Maximal- und Minimalwert		
<i>Q</i>	Quelle		
<i>R</i>	Regler		
<i>RR</i>	Rohrreaktor		
<i>S</i>	Strecke		
<i>V</i>	Verlust		
<i>WU</i>	Wand-Umgebung		
<i>WW</i>	Wand-Wand		
<i>Zu</i>	Eintrag		
0	Startwert		
CST(C)	Cautious Self Tuning (Controller)		
CCD	Charge Coupled Devices		
Gl.	Gleichung		
IEVB	Institut für Energieverfahrenstechnik und Brennstofftechnik, TU Clausthal		
IFAT	Institut für Automatisierungstechnik, Universität Magdeburg		
IMC	Internal Model Control		
Inspect	Intelligent and Safe Process Control Tool		
IR	Infrarot		
KNN	künstliches neuronales Netz		
LS	Least Squares		
LQG	Linear Quadratic Gaussian		
MVA	Müllverbrennungsanlage		
MV	Minimum Varianz		
MSR	Mess-, Steuer- und Regelung(-stechnik)		
PCDD/F	Polychlorierte Dibenzo-Dioxine und -Furane		
PDT1, PDT2	Verzögerungsglied 1. und 2. Ordnung mit Zählerzeitkonstante		
TCP/IP	Transmission Control Protocol/Internet Protocol		

Kapitel 1

Einleitung

Verbrennungsprozesse sind von hoher technischer und wirtschaftlicher Bedeutung. Leider sind Verbrennungen meist mit der Emission von Schadstoffen verbunden, weshalb sie möglichst energieeffizient und schadstoffarm geführt werden müssen. In den letzten Jahren konnte die Schadstoffemission durch

- die Optimierung der Verbrennungstechnologie,
- verbesserte Abgasreinigungsverfahren und
- eine umfassende Automatisierung

deutlich reduziert werden. Wegen der extensiven Nutzung von Verbrennungen und dem Trend zu sekundären Brennstoffen [90, 101] müssen die Bemühungen zur Optimierung von Verbrennungsprozessen jedoch weiter intensiviert werden [185].

Bislang dominiert ein enges Spektrum primärer Brennstoffe wie Kohle und Erdgas. Ihre Verbrennung erfolgt i.d.R. effizient und emissionsarm, weil aufgrund der weitgehend konstanten Brennstoffeigenschaften langfristig optimierte Technologien einsetzbar sind. Zunehmend werden jedoch auch sekundäre Brennstoffe wie Biomasse oder Abfallstoffe eingesetzt. Die Fraktion von Abfallstoffen steigt weiter an, weil ihre Deponierung zugunsten einer weniger problematischen thermischen Entsorgung mit Wärmenutzung eingeschränkt wird [12]. Biomasse ist wegen der CO₂-neutralen Verbrennung als Brennstoff interessant.

Sekundärbrennstoffe haben meist veränderliche chemische und physikalische Eigenschaften. Sie führen zu einem instationären Verbrennungsablauf. Eine optimale Prozessführung ist dann schwierig, weil dies eine Anpassung an die veränderlichen Brennstoffeigenschaften und den aktuellen Verbrennungszustand erfordert. Derzeit wird vielfach noch mit konservativen Sicherheitszuschlägen gearbeitet. Um die strikten Immissionsvorschriften [81] einhalten zu können, müssen deshalb aufwändige Abgasreinigungsverfahren eingesetzt werden. Durch eine moderne und umfassend automatisierte Prozessführung soll jedoch auch bei veränderlichen Brennstoffen eine optimale Verbrennung ermöglicht werden. In der Arbeit wird ein Beitrag zu dieser Aufgabe geleistet.

1.1 Entstehung und Vermeidung von Schadstoffen

Die Prozessführung zielt auf eine schadstoffarme und zugleich effiziente Verbrennung ab. Regelungen für die Abgastemperatur ϑ_A , die Leistung P und den O_2 -Gehalt¹ dienen der effizienten Verbrennung, sie beeinflussen jedoch auch die Schadstoffbildung. Zunächst werden deshalb die Schadstoffentstehung und Strategien zu ihrer Vermeidung betrachtet. Anschließend wird in Abschnitt 1.2 der Entwicklungsstand automatisierter Verbrennungsprozesse vorgestellt, und in Abschnitt 1.3 zusammengefasst. Darauf aufbauend werden in Abschnitt 1.4 die Ziele und Aufgaben dieser Arbeit abgeleitet.

Verbrennungen sind stark exotherme Reaktionen von Substanzen mit Sauerstoff (O_2), wobei der im Brennstoff enthaltene Kohlenstoff (C) zu Kohlendioxid (CO_2) und der Wasserstoff (H_2) zu Wasser(-dampf) (H_2O) umgesetzt wird [116]



H_2O und CO_2 sind Produkte einer vollständigen Verbrennung. Bei unvollständigen Verbrennungen entstehen Schadstoffe wie Kohlenmonoxid (CO) und Kohlenwasserstoffe (C_NH_M). Unvollständige Verbrennungen können u.a. durch einen lokalen O_2 -Mangel oder zu geringe Verweilzeiten und Temperaturen (Einfrieren der Reaktion) hervorgerufen werden. Jedoch können auch aus den Produkten einer vollständig abgelaufenen Verbrennung wiederum Schadstoffe entstehen, indem etwa das bereits gebildete CO_2 endotherm zu CO reduziert wird



Das Gleichgewicht dieser sog. Boudouard-Reaktion (z.B. [195]) verschiebt sich bei hohen Temperaturen zugunsten von CO.

Brennstoffe enthalten außer Kohlen- und Wasserstoff oft weitere Komponenten wie Schwefel (S), Chlor (Cl) oder Schwermetalle, die selbst Schadstoffe sind, oder zur Schadstoffbildung im Abgas (bzw. auch in den festen Verbrennungsrückständen Schlacke, Asche und Staub) führen. Schadstoffe und schadstoffrelevante Substanzen sind jedoch nicht nur im Brennstoff zu finden. So wird in den meisten Fällen der für die Verbrennung benötigte Sauerstoff über Luft bereitgestellt. Damit werden zum einen die in der Luft vorhandenen Schadstoffe eingetragen, zum anderen trägt der Stickstoff der Luft u.U. zur Stickoxidbildung bei.

Maßnahmen zur Reduktion von Schadstoffen

Die Bildung einiger Schadstoffe erfolgt weitgehend unabhängig von der Prozessführung. Andere Schadstoffe treten in Abhängigkeit von der Prozessführung auf. Von Hartenstein [66]

¹Die Schreibweise O_2 -Gehalt steht abkürzend für den (volumenbezogenen) Sauerstoffgehalt im Abgas.

werden am Beispiel der thermischen Abfallbehandlung Schadstoffe angegeben, die direkt oder teilweise durch die Prozessführung beeinflussbar sind, bzw. die unabhängig von ihr entstehen (Tabelle 1.1).

Tabelle 1.1: Vermeidbarkeit von Schadstoffen durch die Prozessführung nach [66]

nicht beeinflussbar	teilweise beeinflussbar	beeinflussbar
Kohlendioxid CO ₂	Staub Stickoxid NO _x	Kohlenwasserstoffe C _N H _M
Schwefeldioxid SO ₂		Halogen-Kohlenwasserstoffe
Salzsäure HCl		Kohlenstoff (Ruß) C
Chlor Cl ₂		Kohlenmonoxid CO

Zur Vermeidung von Schadstoffemissionen liegen mehrere Ansätze vor, wobei zwischen

- primären,
- sekundären,
- tertiären und
- übergeordneten Maßnahmen

unterschieden wird. Maßnahmen, die durch direkte Eingriffe in den Verbrennungsablauf auf eine Schadstoffreduktion abzielen, werden als Primärmaßnahmen bezeichnet. Verfahrenstechnische Primärmaßnahmen sind beispielsweise eine Verbrennungsstufung, eine Abgasrezirkulation oder die Sekundärlufteindüsung. I.Allg. werden nur diese Eingriffe als Primärmaßnahmen bezeichnet. Der Begriff Primärmaßnahme ist jedoch auch auf bestimmte Regelungen anwendbar. So sind Schadstoffe wie Ruß und CO durch die ebenfalls primärseitig wirkenden ϑ_A - und O₂-Regelungen meist weitgehend vermeidbar.

Bei der Verbrennungsstufung wird der Brennstoff (Brennstoffstufung) oder die Verbrennungsluft (Luftstufung) mehrstufig in den Brennraum eingebracht. Dadurch wird eine räumliche Streckung der Verbrennung erreicht und die maximale Verbrennungstemperatur $\vartheta_{A,Max}$ sinkt ab. $\vartheta_{A,Max}$ beeinflusst die Bildung von sog. Thermischem NO. Bei der Abgasrückführung wird ein Teilstrom des Abgases abgekühlt und gezielt in die Verbrennung zurückgeführt, auch hierdurch wird u.a. ein Absinken von $\vartheta_{A,Max}$ erreicht. Die Wirksamkeit von Primärmaßnahmen ist brennstoff- und situationsabhängig. Liegen veränderliche Brennstoffe oder ein instationärer Prozessablauf vor, ist deshalb eine laufende Anpassung der Primärmaßnahmen erforderlich.

Im Unterschied zu Primärmaßnahmen greifen die Sekundärmaßnahmen nicht direkt in den Verbrennungsprozess ein. Sie sind der eigentlichen Verbrennung nachgeschaltet und reduzieren die bereits entstandenen Schadstoffe. Die wichtigste Sekundärmaßnahme ist die Abgasreinigung.

Eine Modifikation der Brennstoffeigenschaften wird als tertiäre Maßnahme bezeichnet. Tertiäre Maßnahmen sind eine mechanisch-biologische Vorbehandlung, durch die eine Homogenisierung und Trocknung der Brennstoffe erfolgt (das sind Voraussetzungen für eine gleich-

mäßige Verbrennung), oder eine Schadstoffentfrachtung, bei der die Abtrennung schadstoffrelevanter Brennstoffbestandteile erfolgt [30, 76, 163, 182].

Zu den schwieriger einzugrenzenden übergeordneten Maßnahmen zählen die Festlegung der Verbrennungstechnologie und die Anlagenauslegung. Die Konstruktion von Verbrennungsanlagen besitzt oft einen maßgeblichen Einfluss auf die Schadstoffentstehung [2, 68, 103, 157].

Betrachtung ausgewählter Schadstoffe

Die Bildungsmechanismen von Schadstoffen wie Ruß und CO sind weitgehend bekannt. Bei Prozessen mit Primärbrennstoffen sind sie daher meist vermeidbar. Die Entstehungsmechanismen anderer Schadstoffe wie Stickoxide, Dioxine und Furane sind dagegen Gegenstand aktueller Untersuchungen. Entsprechende Vermeidungsstrategien sind nur teilweise bekannt.

Bei technischen Verbrennungen bestehen die Stickoxide zu 95% aus Stickstoffmonoxid (NO) und zu 5% aus Stickstoffdioxid (NO₂) [41]; zusammenfassend wird i.Allg. von NO_x gesprochen. Bei Stickoxiden wird entsprechend ihrer Bildungsmechanismen zwischen

- Brennstoff NO,
- Prompt NO und
- Thermischem NO

unterschieden [55, 59, 108, 109, 195, 196]. Die thermische NO-Bildung wurde von Zeldovich beschrieben [203]. Thermisches NO entsteht über die endotherme Reaktion von molekularem N₂ aus der Verbrennungsluft mit O₂, wobei sich das Gleichgewicht



mit steigender Temperatur zu NO verschiebt. Thermisches NO wird verstärkt ab ca. 1200°C gebildet. Vermeidungsstrategien sind das Absenken von Temperaturspitzen und reduzierende Bedingungen, bei denen aufgrund von O₂-Mangel das bereits gebildete NO wieder zu N₂ und O₂ reagiert.

Die Bildung von Prompt NO wurde von Fenimore beschrieben [45]. Der Beitrag von Prompt NO zur gesamten NO_x-Bildung ist jedoch gering und wird bei der NO_x-Minderung meist vernachlässigt.

Brennstoff NO wird bereits ab 800°C aus dem im Brennstoff gebundenen Stickstoff gebildet, und entsteht daher vorwiegend bei Brennstoffen mit höherem N₂-Gehalt wie Kohle, Biomasse oder Müll. Da die Verbrennungstemperaturen über 800°C liegen, ist eine Minimierung von Brennstoff NO hauptsächlich über die Reduktion von bereits gebildetem NO möglich.

Wesentliche Einflussgrößen für die Stickoxidbildung sind nach [198] die Verbrennungstemperatur, das räumliche Sauerstoffangebot, die Verweilzeit der Verbrennungsgase im Bereich hoher Temperaturen und der N₂-Gehalt des Brennstoffs. Zur primärseitigen Unterdrückung der NO_x-Bildung sind nach Lucka [103] die Ansätze

- Stufenverbrennung,
- innere und äußere Flammenkühlung sowie
- katalytische Verbrennung

zu verfolgen.

Mit [196] wurde von Weichert ein interessanter Beitrag zur NO_x -Minderung bei veränderlichen Brenngasen veröffentlicht. Am Beispiel eines Drallbrennkammersystems wird ein Verfahren zur kontinuierlichen Anpassung verfahrenstechnischer Primärmaßnahmen vorgestellt. Auf der Grundlage eines Prozessmodells, der Messung von Prozessgrößen und einer modellgestützten Simulation der NO_x -Bildung erfolgt eine Anpassung der verfahrenstechnischen Primärmaßnahmen Luftstufung und Abgasrückführung so, dass auch bei wechselnden Brenngaseigenschaften die NO_x -Bildung gering ist. Eine Übertragung dieses Verfahrens auf Festbrennstoffe ist geplant [164].

Neben den Stickoxiden werden speziell bei Feststoffverbrennungen Dioxine und Furane intensiv untersucht. Diese Schadstoffe bilden sich nicht bei der Verbrennung, sondern erst bei der Abkühlung der Verbrennungsgase [78]. Wichtigste Bildungsmechanismen sind die sog. de-novo Synthese und die Gasphasenreaktion [66, 138]. Eine Voraussetzung für ihre Bildung ist das Vorliegen von Chlor und unverbranntem Kohlenstoff. Zur Vermeidung von Dioxinen und Furanen muss deshalb über entsprechende Regelungen bei allen Betriebsbedingungen ein vollständiger Kohlenstoffausbrand erfolgen. Aus [187] ist weiterhin bekannt, dass bei Feststoffverbrennungen in einem Brennbett der im Abgas enthaltene Staub die Dioxin- und Furanbildung katalytisch beeinflusst. Die Staubbefreiung (und damit auch indirekt die Dioxin- und Furanbildung) lässt sich reduzieren, wenn der Brennbettzustand z.B. mittels Video- oder Infrarotkameras beobachtet (s.a. Kapitel 5) wird, und die Primärluft entsprechend bedarfsgerecht zugeben wird.

Zusammenfassung

Zur Minimierung der Schadstoffemission werden Primär- und Sekundärmaßnahmen eingesetzt. Während Sekundärmaßnahmen nachsorgend die entstandenen Schadstoffe durch Reinigungsverfahren reduzieren, zielen Primärmaßnahmen über eine direkte Beeinflussung der Verbrennung auf eine Minimierung der Schadstoffentstehung ab. Es ist zwischen vermeidbaren Schadstoffen (Primärmaßnahmen sinnvoll) und den durch die Prozessführung nicht beeinflussbaren Schadstoffen (Sekundärmaßnahmen erforderlich) zu unterscheiden. Eine besondere Herausforderung bilden veränderliche (Fest-) Brennstoffe. Sie führen zu einer instationären und inhomogenen Verbrennung, die nur dann optimal abläuft, wenn die primärseitigen Stelleingriffe kontinuierlich an die momentanen Bedingungen angepasst werden. Zur Beurteilung des aktuellen Prozesszustands sind in diesen Fällen i.d.R. moderne bildgebende Messverfahren und entsprechende Auswertungen notwendig.

1.2 Entwicklungsstand automatisierter Verbrennungen

Gegenstand der Untersuchungen sind vorrangig Regelungen für

- den O_2 -Gehalt im Abgas,
- die Abgastemperatur ϑ_A und
- die Verbrennungsleistung P .

Begonnen wird mit Steuerungen und (Eingrößen-) Regelungen für den O_2 -Gehalt. Bei ϑ_A - und P -Regelungen sind die Prozesskopplungen durch Mehrgrößenregelungen zu berücksichtigen. Deshalb arbeiten diese Regelungen meist in Kombination mit O_2 -Regelungen. Welche Regelungsstrukturen hierbei geeignet sind, wird nachfolgend diskutiert. Nach diesen prinzipiellen Betrachtungen wird auf Beiträge zur Regelung konkreter Prozesse wie Wirbelschicht-, Drehrohr- und Rostverbrennungen eingegangen. Abschließend werden die Problemstellungen und Lösungsansätze bezüglich der Themen

- mathematische Modellierung von Verbrennungsprozessen,
- Regelungskonzepte und Regelungsentwurf sowie
- Messverfahren und -technik

zusammengefasst.

Eingangs ist auf die Bezeichnung der Regelungen einzugehen. In der Literatur erfolgt i.d.R. keine begriffliche Trennung zwischen der Regelung des O_2 -Gehalts und des sog. Luftfaktors λ (Abschnitt 2.2, S. 31) einerseits und der Abgastemperatur ϑ_A sowie der Leistung P andererseits. Inwieweit die synonymen Bezeichnungen gerechtfertigt sind, lässt sich anhand eines statischen Modells (Bild 1.1) zeigen, dass die Zusammenhänge zwischen den Stellgrößen Brennstoffstrom \dot{M}_B und Luftstrom \dot{M}_L sowie den Regelgrößen O_2 -Gehalt und ϑ_A wiedergibt.

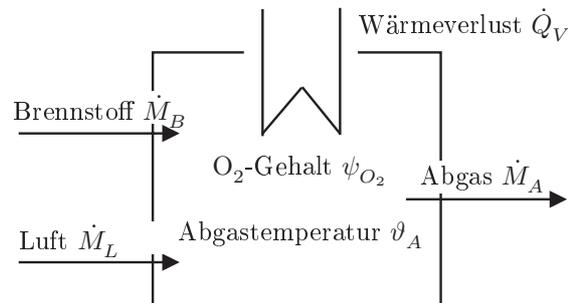


Bild 1.1: Statisches Modell eines Verbrennungsprozesses

Es besagt, dass zwischen dem O_2 -Gehalt und dem Luftfaktor λ ein direkter statischer Zusammenhang vorliegt, so dass der Luftfaktor λ aus dem O_2 -Gehalt bestimmbar ist und umgekehrt. Folglich sind die Bezeichnungen O_2 - und λ -Regelung gleichermaßen gerechtfertigt. Weil der O_2 -Gehalt jedoch die eigentliche physikalische Messgröße ist, wird hier die Bezeichnung O_2 -Regelung bevorzugt.

Für die kommenden Ausführungen ist folgende Aussage des statischen Modells wichtig: der O_2 -Gehalt wird nicht durch die Höhe von \dot{M}_B und \dot{M}_L festgelegt, sondern durch das Luft-/Brennstoffverhältnis \dot{M}_L/\dot{M}_B .

Bei industriellen Verbrennungen sind meist folgende Randbedingungen erfüllt

- der Brennstoff wird (nahezu) vollständig umgesetzt,
- die Verbrennungswärme wird genutzt und
- der O_2 -Gehalt im Abgas ist konstant.

Unter diesen Voraussetzungen besagt das statische Modell, dass die Abgastemperatur ϑ_A durch den Brennstoffstrom \dot{M}_B und dessen (brennstoffspezifischen) Heizwert H festgelegt ist. \dot{M}_B ist daher die physikalisch wirksame Stellgröße von ϑ_A -Regelungen. Die Abgastemperatur ϑ_A besitzt einen engen Zusammenhang zur genutzten Wärmeleistung (z.B. die ausgekoppelte Dampfleistung P_D), und ist selbst als leistungsproportionale Größe interpretierbar. Dennoch unterscheiden sich ϑ_A - und P -Regelungen (bei P -Regelungen liegen u.a. zusätzliche Streckenkomponenten vor), so dass eine begriffliche Trennung von ϑ_A - und P -Regelung notwendig ist.

Steuerungen und Regelungen für den Abgassauerstoffgehalt

Zur Modifikation des O_2 -Gehalts im Abgas werden Steuerungen und Regelungen verwendet. Wenn der O_2 -Bedarf des Brennstoffes bekannt und konstant ist, kann der O_2 -Gehalt über eine mechanische oder elektronische Kopplung der Stellglieder von Brennstoff- und Luftstrom² eingestellt werden [9, 31, 145, 180]. Steuerungen dieser Art können jedoch keine Störungen ausgleichen. Bei modernen Steuerungen ist deshalb zusätzlich eine unterlagerte \dot{M}_B - und \dot{M}_L -Regelung integriert, so dass beispielsweise Druck- und Temperaturschwankungen der Verbrennungsluft unterdrückt werden können. Steuerungen mit unterlagerten \dot{M}_B - \dot{M}_L -Regelungen stoßen an ihre Grenzen, wenn sich beispielsweise die Brennstoffzusammensetzung ändert.

In neueren Arbeiten (z.B. [14, 20, 106, 139, 142]) werden die leistungsfähigeren O_2 -Regelungen favorisiert, die unterschiedlichste Störungen ausgleichen können. Die meisten O_2 -Regelungen basieren auf einer direkten O_2 -Messung. Bei Gas- und Ölbrennern ist alternativ auch eine indirekte O_2 -Messung über den Ionisationsstrom der Verbrennungsflamme möglich [33, 70].

Auf mess- und regelungstechnische Problemstellungen bei O_2 -Regelungen wird von Profos in mehreren Beiträgen eingegangen [145–148]. In [148] wird darauf hingewiesen, dass die O_2 -Messung nicht im Brennraum erfolgen sollte, weil bei partiell unvollständiger Verbrennung mit verfälschenden Gasstrahlen zu rechnen ist. Es wird ausgeführt, dass die Fehler bei der O_2 -Messung mit steigendem Abstand x von der Verbrennung abnehmen. Dies ist jedoch mit dem Nachteil einer ansteigenden Messverzögerung verbunden. Die Verzögerung der O_2 -Messung wird neben der Positionierung des O_2 -Sensors auch vom Arbeitspunkt, der

²Sofern nicht erforderlich, wird auf eine Unterscheidung von Massestrom und massestromäquivalentem Normvolumenstrom verzichtet, und allgemein von Stoffströmen gesprochen.

u.a. durch den Wert der Eingangsgrößen \dot{M}_B und \dot{M}_L beschrieben wird, beeinflusst. Bei einer konventionellen O₂-Steuerung wird ein festes Verhältnis von \dot{M}_B und \dot{M}_L (z.B. im Schema von Bild 1.2) eingestellt. Im ungestörten Betriebsfall gelingt es über eine Verhältnisregelung den O₂-Sollwert einzuhalten. Bei Sollwertänderungen kommt es jedoch wegen der verzögerten O₂-Messung zu einem ungünstigen Regelgrößenverlauf. Um dieses Verhalten zu vermeiden, wird von Profos eine O₂-Regelung mit einer arbeitspunktabhängig verzögerten O₂-Sollwertaufschaltung vorgeschlagen.

Die Konzeption und die Umsetzung einer O₂-Regelung wird von Pfannstiel am Beispiel eines ölbefeuerten Heizkessels diskutiert [139]. Für die Entwicklung der O₂-Regelung wird ein theoretisches Prozessmodell erstellt, das aus den Teilen Strömungs- und Verbrennungsmodell besteht. Die Modellierung der Verbrennung erfolgt über lineare Differentialgleichungen, die aus dem Massenerhaltungssatz für die Komponenten C, O₂ und H₂ abgeleitet sind, wobei in der Annahme eines unendlich schnellen Verbrennungsablaufs ausschließlich Endreaktionen berücksichtigt werden. Das Strömungsmodell ist aus Teilsystemen mit konzentrierten Parametern aufgebaut.

Zur Reglersynthese werden von Pfannstiel Entwurfsmodelle eingesetzt, die über eine Identifikation auf der Basis von experimentell gewonnenen Übergangsfunktionen ermittelt wurden. Für den O₂-Reglerentwurf wird ein PT3-Entwurfsmodell ausgewählt, und nach Ziegler-Nichols [204] PI-Regler entworfen. Die notwendigen Schwingungsuntersuchungen erfolgen simulativ. In Abhängigkeit von der momentanen Regelabweichung e werden zwei verschiedenen schnelle Regler eingesetzt. Der schnellere PI-Regler, der bei großen Regelabweichungen eingesetzt wird, ist für eine Überswingweite von $h_{\ddot{y}} = 10\%$ ausgelegt. Der bei geringeren Regelabweichungen verwendete langsamere Regler, ist für $h_{\ddot{y}} = 1\%$ entworfen. Zur Berücksichtigung des arbeitspunktabhängigen Streckenverhaltens wird eine Einstelltabelle aufgebaut, die die Reglerparameter als Funktion des Arbeitspunktes enthält. Das in [139] verwendete Regelungskonzept stellt eine gesteuerte Adaption dar, dessen Leistungsfähigkeit auch experimentell nachgewiesen wurde.

Regelungen für Leistung, Abgas- und Produkttemperatur

Neben dem O₂-Gehalt sind bei Verbrennungen oft Regelungen für die Leistung P und die Abgastemperatur ϑ_A installiert. Verbrennungen werden teilweise auch zur Produkterwärmung genutzt, in diesen Fällen ist eine Regelung der Produkttemperatur ϑ_P vorgesehen. Zur Beeinflussung der Leistungsgrößen P , ϑ_A und ϑ_P sind Mehrgrößenregelungen einzusetzen, deren Strukturen nachfolgend betrachtet werden. Anschließend werden Beiträge zur Regelung konkreter Ablagen bzw. Prozesse vorgestellt. Vertiefend wird auf Rostverbrennungen eingegangen, denn hier liegen neben den typischen Problemstellungen wie Kopplungen, Nichtlinearitäten und allpassbehaftete Strecken spezielle Schwierigkeiten bei der Erfassung und Beurteilung des Prozesszustands vor.

Regelungsstrukturen

In [145] werden von Profos unterschiedliche Strukturen von P - und O_2 -Regelungen betrachtet. Verallgemeinernd sind sie in den Bildern 1.2 bis 1.6 dargestellt. Das Bild 1.2 zeigt eine P -Regelung mit unterlagertem \dot{M}_B - \dot{M}_L -Regelung. Wie bereits angedeutet wurde, ist zur Gewährleistung eines festen O_2 -Gehalts ein konstantes Verhältnis von \dot{M}_B und \dot{M}_L einzuhalten. Eine proportionale Anpassung von \dot{M}_B und \dot{M}_L gewährleistet jedoch nur im ungestörten Fall einen konstanten O_2 -Gehalt. Bei Störungen wie veränderlichen Brennstoffen ist eine O_2 -Regelung erforderlich.

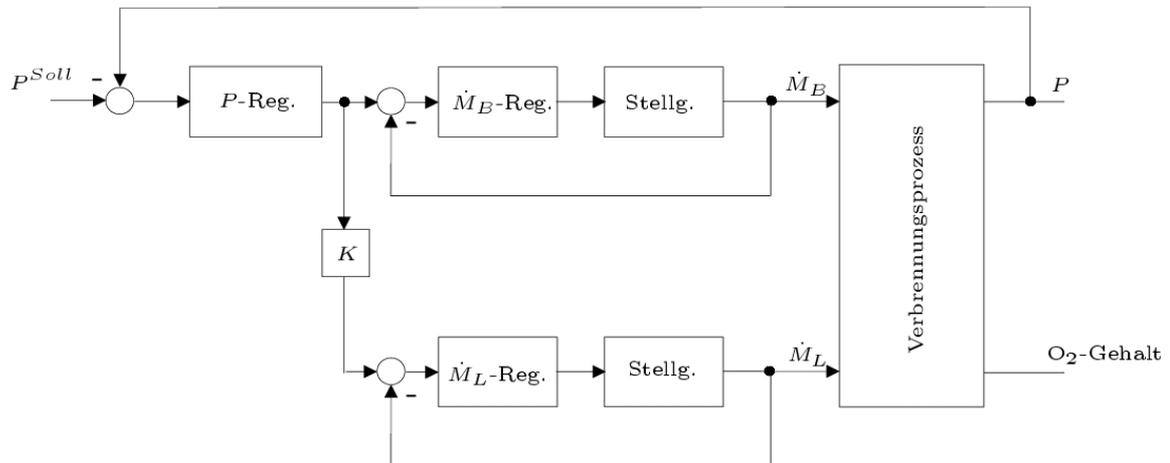


Bild 1.2: Leistungsregelung über \dot{M}_B ohne O_2 -Regelung

Das Bild 1.3 zeigt ein Wirkungsschema bei dem die O_2 -Regelung additiv auf den Luftstrom eingreift. Die Verhältnisregelung erfolgt über eine Sollwertaufschaltung des P -Reglerausgangs (\dot{M}_B^{Soll}) auf die unterlagerte \dot{M}_L -Regelung.

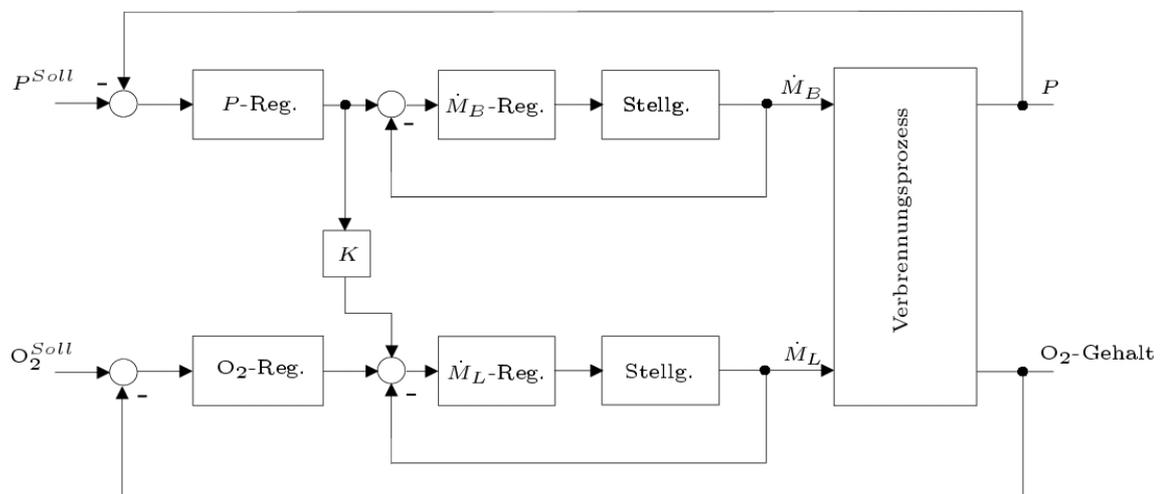


Bild 1.3: Leistungsregelung über \dot{M}_B mit O_2 -Regelung, Variante 1

In Abhängigkeit von der Dynamik der unterlagerten \dot{M}_B - \dot{M}_L -Regelung kann es zweckmäßig sein, die Sollwertaufschaltung über den Istwert des Brennstoffstroms \dot{M}_B zu realisieren (Bild 1.4).

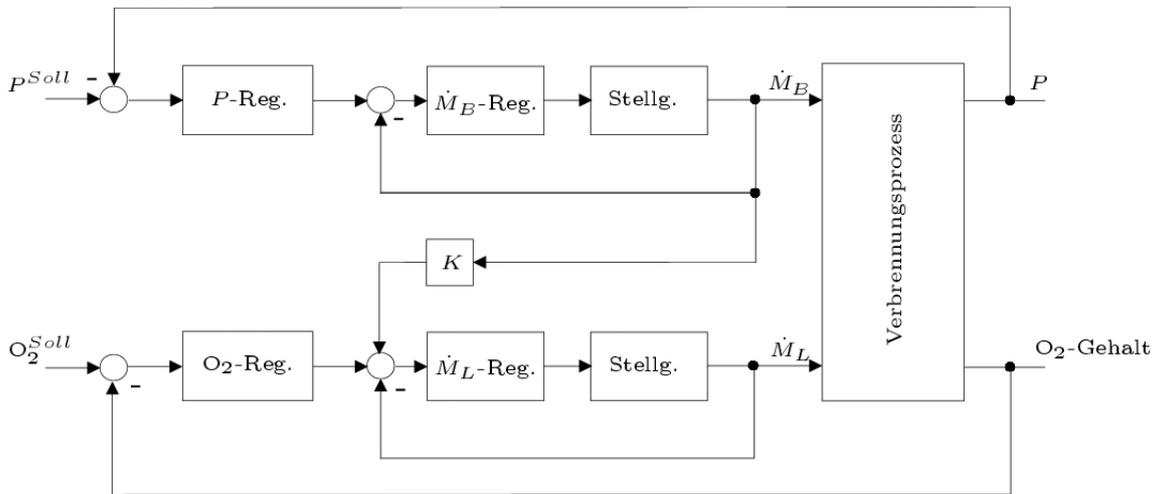


Bild 1.4: Leistungsregelung über \dot{M}_B mit O_2 -Regelung, Variante 2

Prinzipiell lässt sich auch eine Leistungsregelung aufbauen, bei der über \dot{M}_L eingegriffen wird, und der O_2 -Gehalt über \dot{M}_B geregelt wird (Bild 1.5).

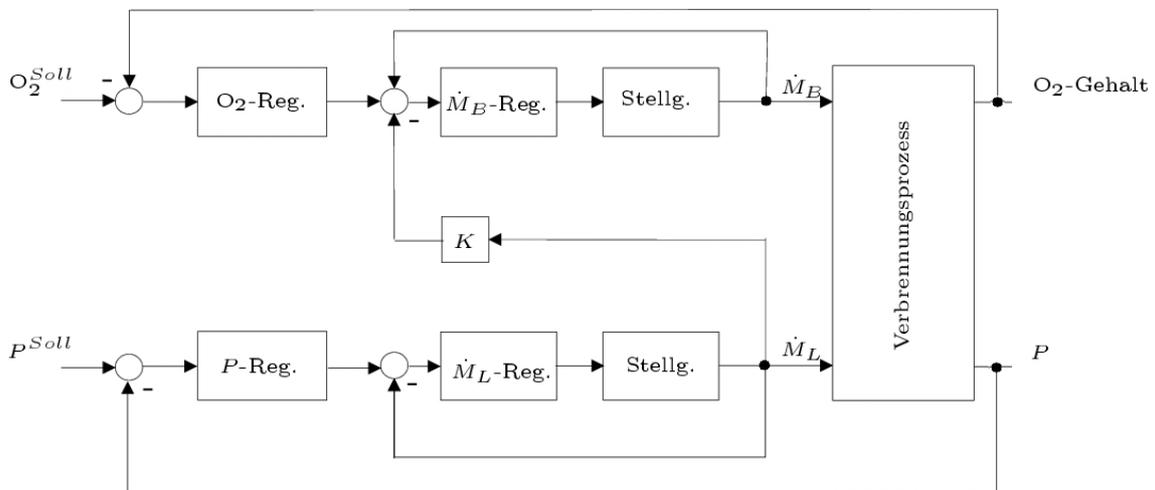


Bild 1.5: Indirekte Leistungsregelung über \dot{M}_L mit O_2 -Regelung

Die Regelgrößen P , ϑ_A und ϑ_P sind eng verbunden. Dementsprechend ähneln sich auch die jeweiligen Regelungsstrukturen. In Analogie zum Schema von Bild 1.4 zeigt das Bild 1.6 den prinzipiellen Aufbau einer ϑ_P -Regelung.

Strohmann geht in [180] unter Berücksichtigung veränderlicher gasförmiger Brennstoffe auf Regelungsstrukturen für den O_2 -Gehalt und die Produkttemperatur ϑ_P ein. Es wird ausge-

führt, dass für O_2 -Regelungen eine Verhältnisregelung zwischen Luft \dot{M}_L und Brenngas \dot{M}_B notwendig ist, deren Verhältnis von einer Abgasanalyse abhängt. Bezüglich ϑ_P -Regelungen wird angemerkt, dass eine Leistungsvariation bei konstantem O_2 -Gehalt nur möglich ist, wenn die Brennstoff- und Luftströme proportional verändert werden. Das ist teilweise mit erheblichem technischem Aufwand verbunden. Abweichungen vom O_2 -Sollwert sind vor allem bei O_2 -Mangel kritisch. Zur Lösung dieses Problems wird von Strohrmann die Verwendung von vor- und nachteilenden Reglern vorgeschlagen, die bei allen Betriebsbedingungen einen ausreichenden O_2 -Überschuss gewährleisten.

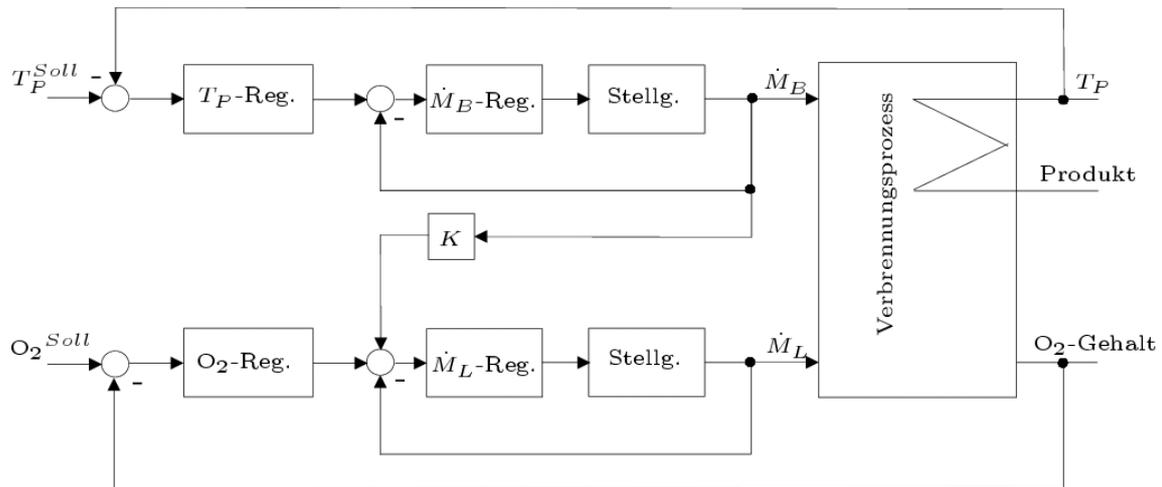


Bild 1.6: Produkttemperaturregelung über \dot{M}_B , mit O_2 -Regelung

Prinzipiell sind die vorgestellten Regelungsstrukturen für gasförmige, flüssige und feste Brennstoffe gültig. Allerdings sind bei Feststoffverbrennungen aufgrund des komplexeren Verbrennungsablaufs ggf. kombinierte Eingriffsstrategien notwendig. Beispielsweise wird bei der Leistungsregelung zwar langfristig über den Brennstoffstrom, jedoch kurzfristig über den Luftstrom eingegriffen (s.a. Anmerkungen S. 18).

Regelung von Wirbelschichtverbrennungen

Voss beschreibt in [188, 189] die Modellierung und Regelung einer Wirbelschichtverbrennung für Kohle. Regelgrößen sind hierbei der O_2 -Gehalt, die Leistung und die Betttemperatur. Als Hauptproblem wird die nicht genau bekannte Totzeit der O_2 -Messung genannt, und deshalb der Aufbau eines Self-Tuning-Mehrgrößenreglers vorgeschlagen. Grundlage der Regelung ist eine online Streckenidentifikation. Die Regelung wird durch eine Polvorgabe parametrisiert, und ihre Leistungsfähigkeit anhand von Simulationen nachgewiesen.

In [170] wird von Schulz ebenfalls eine Wirbelschichtanlage betrachtet und zunächst durch ein theoretisches Prozessmodell beschrieben. Zur Gewinnung der Entwurfsmodelle für die O_2 - und NO_2 -Regelung werden die partiellen Differentialgleichungen des theoretischen Prozessmodells in Teilmodelle mit konzentrierten Parametern zerlegt und lineare Zustands-

raummodelle verschiedener Ordnung aufgebaut. Für den Entwurf wird ein Modell fünfter Ordnung ausgewählt, denn es besitzt den geringsten Ausgangsfehler. Der Reglerentwurf folgt dem von Levine et al. [91, 102] beschriebenen Vorgehen.

Die adaptive Regelung einer zirkulierenden Wirbelschichtverbrennung wird von Papenfort vorgestellt [137]. Regelgrößen sind die Wirbelschichttemperatur ϑ_{WS} , der O_2 -Gehalt und die Leistung. Es wird ein sog. vorsichtiger adaptiver Regler (Cautious-Self-Tuning-Controller, CSTC) nach Papadoulis et al. [136] verwendet. Der Regelalgorithmus besteht aus zwei Anteilen, der erste Teil generiert eine stationäre Stellgröße, die die Regelgröße in die Umgebung ihres Sollwerts führt. Für diese Berechnung ist ein genaues Streckenmodell erforderlich. Der zweite Teil wird von einem Deatbeat-Algorithmus erzeugt. Die dafür benötigten Streckenparameter werden über ein rekursives Identifikationsverfahren mit Vergessensfaktor bereitgestellt. In [137] wird mit Verweis darauf, dass adaptive Regler in der Praxis nur bedingt akzeptiert werden, zusätzlich ein statisch entkoppelter Mehrgrößen-PI-Regler aufgebaut. Beide Regler werden simulativ miteinander verglichen. In allen betrachteten Situationen zeigt sich ein rasches Einschwingen der Regelgrößen, bei Störungen zeigt der CST-Regler ein etwas geringeres Überschwingen als der PI-Regler.

Von Kroll et al. [96] wird zur Regelung einer Wirbelschichtanlage mit Klärschlammverbrennung eine Fuzzyregelung eingesetzt. Die Modellierung des Prozesses erfolgt durch ein nichtlineares dynamisches Fuzzymodell, Regelgrößen sind die Feuerraumtemperatur und der O_2 -Gehalt. Die Verbrennung wird hauptsächlich durch einen schwankenden Klärschlamm-mengenstrom und -heizwert gestört. Es wird ein Fuzzy-Gain-Scheduling-Regler mit der Schedulingvariable Klärschlamm-mengenstrom verwendet. Zur Reglerparametrierung werden an vier Arbeitspunkten PI-Regler ausgelegt (Ziegler-Nichols [204]) und als Satz von Fuzzyregeln implementiert. Durch die Fuzzyregelung wird eine gute Interpolation zwischen den Arbeitspunkten ermöglicht. Die Simulationsergebnisse zeigen, dass die adaptive Fuzzyregelung gegenüber einer konventionellen PI-Regelung ein deutlich schnelleres Einschwingverhalten bewirkt.

Von Lunze und Wolff wurde für eine Wirbelschichtverbrennung eine robuste Mehrgrößenregelung entwickelt [106]. Diese Anlage wird mit Klärschlämmen (schwankende Zusammensetzung, besonders der Wasseranteil) betrieben. Wie auch bei anderen Arbeiten wird auf der Basis von Wärme- und Massenbilanzen ein theoretisches Prozessmodell aufgebaut. Regelungstechnische Schwierigkeiten sind das weitgehend unbekannte dynamische Anlagenverhalten, sowie die fehlerbehaftete und träge Regelgrößenmessung. Es werden Regelungen für die Betttemperatur ϑ_{WS} und den O_2 -Gehalt aufgebaut, deren Führungsgrößen überlagerte NO- bzw. CO-Regelungen vorgeben. Für die Entwurfsmodellgewinnung werden zahlreiche Versuche durchgeführt, die dem Aufstellen der p-kanonischen (Regelstrecken-) Übertragungsmatrix $\mathbf{G}(s)$ dienen. Die Matrixelemente besitzen PT1- und PT1-T_T-Strukturen. Die Zuordnung der Regel- und Stellgrößen erfolgt über eine Auswertung der statischen Verstärkung der Übertragungsmatrix [89, 105]. Der Brennstoffstrom \dot{M}_B wird der Betttemperatur ϑ_{WS} und der Luftstrom \dot{M}_L dem O_2 -Gehalt zugeordnet. Nach einer statischen Entkopplung werden einschleifige PI-Regler nach dem Frequenzkennlinienverfahren entworfen. Die vor-

gestellten Regelungen konnten bei experimentellen Untersuchungen die Schadstoffemission reduzieren. Anhand von Fehlermodellen, die die mögliche Schwankungsbreite der Streckenparameter beschreiben, wird die Robustheit der Regelung nachgewiesen.

Regelung von Holzschnitzelverbrennungen

Die Regelung einer Holzschnitzelverbrennungsanlage wird von Good [57] betrachtet. Ziel ist eine emissionsarme Verbrennung und ein hoher Wirkungsgrad. Als besondere Problemstellung wird der schwankende Heizwert (veränderliche Holzfeuchte) genannt. Für die Regelung stehen die Stellgrößen Primärluft, Sekundärluft und Brennstoffstrom zur Verfügung, Messgrößen sind neben der Flammen- und Abgastemperatur die Abgasbestandteile von O_2 , CO , CO_2 , H_2 und NO_x . Die für den Reglerentwurf notwendige Zuordnung der Stell- und Regelgrößen erfolgt über eine Analyse der Übergangsfunktionen $h(t)$ aller potentiellen Stellgrößen. Die Parametrierung der Entwurfsmodelle, die linear und von niedriger Ordnung sind, erfolgt ebenfalls anhand der Übergangsfunktionen. Von Good werden Regler nach dem PID-Konzept vorgeschlagen. Auf die Parametrierung und die Leistungsfähigkeit dieser Regelungen wird allerdings nicht eingegangen.

Von Good werden drei regelungstechnische Strategien zur Gewährleistung einer hohen Verbrennungsqualität unterschieden:

- direkte Regelungen
- indirekte Regelung und
- kombinierte Regelungen.

Eine CO -Regelung zählt zu den direkten Regelungen, denn CO ist selbst ein Schadstoff. Beispiele für indirekte Regelungen sind O_2 - und CO_2 -Regelungen. Bei indirekten Regelungen ist eine Schadstoffminimierung an die Vorgabe optimaler Sollwerte gebunden. Ihre Festlegung ist wegen der zahlreichen Einflussgrößen i.Allg. schwierig. Deshalb wird ein Suchalgorithmus vorgeschlagen, der den Sollwert solange variiert, bis der Schadstoffgehalt minimal ist. Kombinierten Regelungen umfassen direkte und indirekte Regelungen. Zur Bestimmung zweckmäßiger Sollwerte für kombinierte Regelungen sollen Gradientensuchverfahren mit Vergessensfaktoren eingesetzt werden.

Regelung von Industrieöfen

Korn und Jumar diskutieren in [89] u.a. die Regelung eines Industrieofens, der zur kontinuierlichen Aufheizung flüssiger Produkte eingesetzt wird. Regelgrößen sind die Produkttemperatur ϑ_P und der O_2 -Gehalt. Mittels Identifikation wird ein auf Übertragungsfunktionen basierendes p-kanonisches Entwurfsmodell parametriert. Der Temperaturregelstrecke wird eine PT1-Struktur und der O_2 -Regelstrecke eine PT3- T_T -Struktur zugewiesen. Die Regelung ist eine einschleifige Temperaturregelung mit unterlagerter O_2 -Regelung, die additiv auf den durch die Temperaturregelung voreingestellten Luftstrom eingreift (Schema von Bild 1.3, S. 9). Die Vorzüge des von Korn und Jumar vorgestellten Entwurfsverfahrens

bestehen darin, dass unter expliziter Beachtung von Modellfehlern statisch entkoppelte robuste PI-Regler entworfen werden können, und ein transparentes Reglertuning möglich ist.

Von Schulz wird ebenfalls eine Produkttemperaturregelung eines Industrieofens vorgestellt [169]. Regelgrößen sind neben dem O_2 -Gehalt und der Leistung die mittlere Temperatur von zwei Produktströmen. Diese Regelgröße wird durch den veränderlichen Produktstrom maßgeblich beeinflusst, und deshalb durch eine Störgrößenaufschaltung kompensiert. Als Regelungsstruktur wird eine Kaskadenregelung vorgeschlagen, deren innerer Kreis eine Abgastemperaturregelung ist. Die Regelstrecken werden durch Übertragungsfunktionen niedriger Ordnung beschrieben, deren Parameter durch einen rekursiven Schätzalgorithmus online ermittelt werden. Als Regler werden PID-ähnliche Minimum-Varianz-Regler eingesetzt.

Regelung von Drehrohröfen

Drehrohrverbrennungen werden zur Pyrolyse, zur Entsorgung von Sonderabfällen oder zur Zementherstellung eingesetzt. Einen Überblick zu Drehrohrregelungen bei der Zementherstellung gibt Järvensivu [82]. Dort wird eingeschätzt, dass diese Prozesse aufgrund der komplexen und trägen Dynamik der nichtlinearen Reaktionskinetik sowie der veränderlichen Eingangsstoffparameter nur mit Schwierigkeiten effizient geführt werden können. Zur Prozessmodellierung wird angemerkt, dass in frühen Arbeiten mit theoretisch begründeten analytischen Modellen gearbeitet wurde, die sich zwar in einem bestimmten Rahmen bei der Prozesssimulation bewährten, aufgrund ihrer eingeschränkten Genauigkeit jedoch nicht direkt in regelungstechnische Optimierungsstrategien einzubinden waren.

In den neueren Beiträgen werden deshalb verstärkt empirische Modelle eingesetzt, die direkt zur Prozessoptimierung nutzbar sind. Aus regelungstechnischer Sicht stehen bei diesen Prozessen nicht die Optimierung von Einzelregelkreisen im Mittelpunkt, sondern übergeordnete Optimierungsstrategien (supervisory-control) zur Steigerung der Effektivität und der Zementqualität. In diesem Bereich finden Fuzzyregelungen, Expertensysteme und teilweise auch künstliche neuronale Netze Verwendung [11, 27, 135, 201]. Der Verbrennungsprozess selbst wird weniger betrachtet, obwohl auch hier die Tendenz vorliegt, die bisher üblichen Primärbrennstoffe durch die schwieriger handhabbaren Sekundärbrennstoffe zu ersetzen.

Zur Regelung von Drehrohren, die unmittelbar der Verbrennung sekundärer Brennstoffe dienen, liegen keine regelungstechnisch orientierten Beiträge vor. Generell ist festzustellen, dass auch bei Drehrohrverbrennungen die Erweiterung und die Verbesserung der Mess- und Auswerteverfahren eine entscheidende Voraussetzung für weitere Optimierungen sind. Neuere Arbeiten befassen daher u.a. mit der Analyse von Drehrohrverbrennungen auf der Basis von Infrarotmessungen [92, 190, 194].

Wobbezahl-Regelungen

Speziell für Feuerungsanlagen mit veränderlichen gasförmigen Brennstoffen wurde die Kenngröße Wobbezahl W (auch Wobbe-Index genannt) eingeführt

$$W = H^M \sqrt{\frac{\rho_B}{\rho_L}}. \quad (1.5)$$

H^M ist der massebezogene Heizwert, ρ_B die Dichte des Brennstoffs und ρ_L die Dichte der Luft. Wird die Wobbezahl eines Brenngases, etwa durch eine Gaszumischung konstant gehalten, entfallen die sonst notwendigen Anpassungen. Auf Wobbezahlregelungen wird in dieser Arbeit nicht eingegangen. Hinweise und Anwendungen finden sich in [23, 51, 60, 63, 141, 179, 180].

Regelung von Rostverbrennungen

Als Grundlage für die Diskussion der Beiträge von Bloy, Müller, Walter, Ono und anderen [18, 54, 118, 121, 133, 192], sowie die in Kapitel 5 betrachteten Problemstellungen bei der infrarotbasierten Analyse und Automation, wird nachfolgend detaillierter auf den Verfahrensablauf, die Ziele der Prozessführung sowie ausgewählte mess- und regelungstechnische Fragen bei Rostverbrennungen eingegangen.

Rostverbrennungen: Verfahrensablauf

Rostverbrennungen werden vorrangig zur Umsetzung fester Sekundärbrennstoffe (Abfall- und Reststoffe wie Holz, Haus-, Gewerbe- oder Industriemüll) eingesetzt, deren chemische und physikalische Eigenschaften (Heizwert, Feuchte, Stückigkeit, Homogenität, Schadstoffgehalt, usw.) schwanken. Diese Brennstoffe bestehen neben den brennbaren Komponenten wie C und H₂ auch aus inerten Bestandteilen wie N₂, aber auch aus H₂O und O₂. Hinzu kommen Anteile von Schwermetallen und Schadstoffen wie S und Cl. Letztere sind zwar für die Schadstoffentstehung von Bedeutung, wegen ihres geringen Masseanteils beeinflussen sie die Verbrennung aber meist nur unwesentlich.

Aufgebaut sind die Anlagen³ aus einem zum Ende hin geneigten Rost, auf dem die Brennstoffe, unterstützt durch konstruktionsabhängige Transportmechanismen (zu unterscheiden sind Wander-, Rückschub-, Vorschub- und Walzenrost) zum Rostende befördert werden. Das Brennbett wird von unten mit primärer Verbrennungsluft durchströmt, die ggf. vorgewärmt ist. Die Prinzipskizze von Bild 1.7 zeigt fünf separat ansteuerbare Rostzonen.

In jeder Zone i ist die Primärluftmenge \dot{M}_{P_i} , die Transportgeschwindigkeit und teilweise auch die Schürung beeinflussbar. Über dem nach oben verengten Brennraum befindet sich der sog. erste Zug. Entsprechend seiner Positionierung ist zwischen Gleich-, Mittel- und

³Umfassende Ausführungen zu Rostverbrennungen finden sich in [10, 13, 41, 113, 158].

Gegenstromfeuerung zu unterscheiden. Bei einer Gegenstromfeuerung sind die Richtung von Abgas- und Brennstoffstrom entgegengesetzt. Das Bild 1.7 zeigt eine Mittelstromfeuerung. Bei modernen Anlagen wird zur Gewährleistung eines vollständigen Gasausbrands im ersten Zug Sekundärluft \dot{M}_S eingedüst. Sie stellt zusätzlichen Sauerstoff bereit, und sorgt für eine gute Vermischung mit den noch unverbrannten Brenngasen. Die Verbrennungswärme wird über einen Kessel zur Dampferzeugung genutzt.

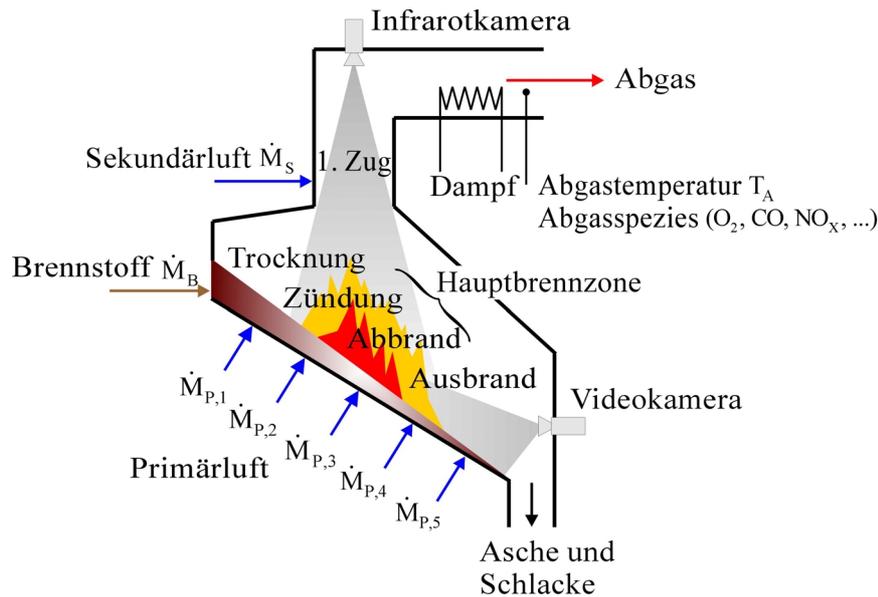


Bild 1.7: Prinzip einer Rostverbrennung; Überwachung durch IR- und Videokameras

Der Rost wird an der Aufgabeseite (Rostbeginn) über einen regelbaren Zuteiler mit Brennstoff beschickt, der auf dem Rost in einem Zeitraum von ca. 30-60 min die Phasen Trocknung, Zündung, Pyrolyse und Feststoffabbrand durchläuft. Am Rostbeginn wird der Brennstoff durch Strahlung aus dem Brennraum und die von unten einströmende Primärluft getrocknet. Mit zunehmender Erwärmung werden die flüchtigen Bestandteile ausgegast. Anschließend erfolgt bei der Pyrolyse unter O_2 -Mangel die Umwandlung in Koks C und brennbare Gase. Mit dem Erreichen von ca. $250^\circ C$ zündet der Brennstoff und beginnt in einer sog. Brennzone von oben nach unten durch das Brennbett abzubrennen.

Wegen der meist veränderlichen und heterogenen Brennstoffe überlappen sich die Phasen der Verbrennung zeitlich und örtlich. Infolge dessen bilden sich mehrere und wiederum orts- und zeitveränderliche Brennzone heraus, die eine optimale Prozessführung erschweren.

Im Gegensatz zur schnellen und direkten Verbrennung bei gasförmigen Brennstoffen müssen bei Festbrennstoffen die Brenngase zuerst freigesetzt werden (heterogener Feststoffabbrand). Der Feststoffabbrand ist der geschwindigkeitsbestimmende Schritt und wird üblicherweise in Analogie zum C-Abbrand [41, 84, 155] modelliert. Hierbei wird von einer Schüttung kugelförmiger Partikel ausgegangen, die jeweils mit einer schmalen Grenzschicht reagieren. Nach der Trocknungsphase werden aus dem Feststoff die flüchtigen Bestandteile (H_2 , $C_N H_M$, ...) freigesetzt. Ihre Oxidation erfolgt nur teilweise im Brennbett. Mit steigender Temperatur entstehen aus dem Brennstoffkohlenstoff die Gase CO und CO_2 . Auch die voll-

ständige Umsetzung von CO zu CO₂ erfolgt erst in der Gasphase über der Brennzone, denn der in die Brennzone eingebrachte Sauerstoff reicht für eine vollständige Verbrennung i.d.R. nicht aus [75]. Die Wechselwirkungen zwischen den glühenden Brennstoffpartikeln und der Umgebung wird durch die Primärluftzugabe bestimmt, so dass die Verbrennungsintensität über die Primärluftzugabe steuerbar ist.

Durch den Brennstoffumsatz nimmt die Höhe der Feststoffschicht zum Rostende ab. Dort liegen die nicht brennbaren Bestandteile als Asche und Schlacke vor. Die Schlacke wird über einen Nassentschlacker, der eine rasche Abkühlung und einen luftdichten Brennraumabschluss ermöglicht, ausgetragen.

Rostverbrennungen: Ziele der Prozessführung, Stell- und Regelgrößen

Wegen der veränderlichen Brennstoffe liegt ein instationärer Prozessablauf vor, bei dem die Verbrennungsqualität und -leistung variieren, wenn keine korrigierenden Stelleingriffe erfolgen. Erhöht sich beispielsweise der Heizwert, verschiebt sich u.a. die Hauptbrennzone zum Rostbeginn [163]. Dadurch kommt es zu veränderten Strömungsverhältnissen, die zu einer erhöhten Schadstoffbildung führen können. Zudem besteht die Gefahr von Rückbränden in die Brennstoffaufgabe. Bei feuchten und kompakten Brennstoffen verlagert sich dagegen die Hauptbrennzone zum Rostende, wodurch die Brennstoffe u.U. nicht vollständig verbrennt. Das Ziel der Prozessführung besteht darin, die an sich instationäre und inhomogene Verbrennung primärseitig so zu beeinflussen, dass sie effektiv, gleichmäßig und schadstoffarm abläuft. Kriterien hierfür sind die Verbrennungsleistung (möglichst hoch und konstant) sowie der Ausbrand (bei Gasen: niedriger Ruß- und CO-Anteil, bei Feststoffen: niedriger organischer Kohlenstoffanteil).

Die wichtigsten Stell- und Regelgrößen bei Rostverbrennungen zeigt das Bild 1.8. Regelgrößen sind die Dampfleistung P_D , die Abgastemperatur ϑ_A , der O₂-Gehalt und die Konzentration von Schadstoffen wie CO und NO_x. Zusätzlich ist u.a. eine Regelung des Feststoffausbrands, der Feuerlage, der mittleren Brennzone- und Längstemperaturen möglich, wenn entsprechende video- oder infrarotbasierte Mess- und Auswerteverfahren verfügbar sind.

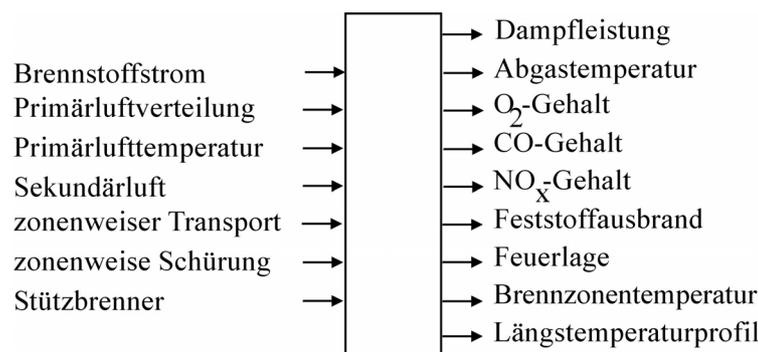


Bild 1.8: Typische Stell- und Regelgrößen einer Rostverbrennung

Als Stellgrößen stehen der Brennstoffstrom \dot{M}_B , der zonenweise Primärluftstrom $\dot{M}_{P,i}$, ggf. die Temperatur der Primärluft T_L , der Sekundärluftstrom \dot{M}_S sowie Stellgrößen für den Transport und die Schürung zur Verfügung. Bei Temperatur- und Leistungsregelungen sind zum Ausgleich von Verbrennungsschwankungen Stützbrenner einsetzbar.

Rostverbrennungen: Mess- und regelungstechnische Problemstellungen

Bei Rostverbrennungen werden überwiegend konventionelle Messverfahren und -geräte eingesetzt. Wegen der mechanischen, thermischen und chemischen Belastungen liegen hohe Anforderungen an die Robustheit vor. Beispielsweise müssen zur (punktuellen) Temperaturmessung dickwandige Thermoelemente eingesetzt werden, die jedoch wegen der Messdynamik ungünstig sind. Bei der Gastemperaturmessung sind aufgrund möglicher Gasstrahlen zudem oft mehrere Messstellen einzurichten.

Die Messung von Spezies wie CO , O_2 oder NO_x erfolgt nur im Abgasstrom, ihre Verteilung im Brennraum wird nicht erfasst. Wesentliche Einfluss- bzw. Störgrößen wie die Brennstoffeigenschaften sind bislang nicht oder nur grob erfassbar.

Mit den steigenden Anforderungen an die Leistungsfähigkeit der Prozessführung geht die Notwendigkeit einher, die örtliche Verteilung von Prozessgrößen zu erfassen und in die Regelung einzubeziehen. Bei Rostverbrennungen wird der Prozesszustand maßgeblich durch die Feststoff- bzw. Brennbetttemperaturverteilung charakterisiert. Zu ihrer Messung sind spezielle IR-Kameras (IR... Infrarot) einsetzbar, die aus der vom Brennbett emittierten IR-Strahlung die Brennbetttemperaturen ermitteln (Abschnitt 5.3). Über eine nachgeschaltete Auswertung lassen sich aus solchen Messungen zusätzliche Informationen wie die Anzahl, die Lage, die Ausdehnung oder die mittlere Temperatur der Brennzonen feststellen, und als zusätzliche Mess- und Regelgrößen einsetzen. In ähnlicher Weise ist es möglich, den Grad des Feststoffausbrands am Rostende über CCD-Kameras zu erfassen (Bild 1.8). Indikatoren für einen unvollständig abgeschlossenen Feststoffausbrand sind Flammen und signifikant strahlende Bereiche [18].

Die regelungstechnische Situation bei Rostverbrennungen ist gekennzeichnet durch einen stark gekoppelten, nichtlinearen und verteilten Prozess, bei dem einer größeren Regelgrößenanzahl eine relativ geringe Stellgrößenanzahl gegenübersteht. Darüber hinaus muss wegen des örtlich verschiedenen Verbrennungszustands lokal gezielt eingegriffen werden. Oft besitzen die Stellgrößen jedoch einen relativ großen Wirkungsbereich.

Ein systematischer Regelungsentwurf für den Gesamtprozess ist bislang nicht bekannt. Dies ist u.a. auch auf das Fehlen von regelungstechnischen Prozessmodellen zurückzuführen. Aufgrund dessen sind die bestehenden Automationslösungen oft komplex und weisen stark vermaschte Regelungen sowie situationsabhängige Struktur- und Parameterumschaltungen auf, in denen sich Erfahrungswissen und heuristische Ansätze niederschlagen [94].

Soweit die Auslegung einzelner Regelkreise in der Literatur beschrieben ist, stützt sie sich auf lineare Entwurfsmodelle niedriger Ordnung, die aus experimentell bestimmten Übergangsfunktionen ermittelt sind.

Anmerkungen: Die Hauptregelgröße bei Rostverbrennungen ist die Dampfleistung P_D . In der Literatur werden drei Strategien für P_D -Regelungen diskutiert. Von Braun [19] wird vorgeschlagen, die Dampfleistung über den Brennstoffstrom \dot{M}_B zu regeln. In [216] wird von Zuberbühler et al. vorgeschlagen, die Leistung über die Primär- und Sekundärluft (\dot{M}_P und \dot{M}_S) und den O_2 -Gehalt über den Brennstoffstrom \dot{M}_B zu regeln. Dagegen befürworten Schumacher und Ebert et al. [39, 171], bei der Leistungsregelung zunächst über den Primärluftstrom \dot{M}_P , und erst in zweiter Linie über den Brennstoffstrom \dot{M}_B einzugreifen, d.h. es wird zwischen kurz- und langfristiger Eingriffsstrategie unterschieden. Diese Strategie nutzt aus, dass u.a. wegen der Transport- sowie Erwärmungs- und Zündvorgänge eine stark verzögerte Reaktion auf \dot{M}_B -Änderungen auftritt, die Verbrennung jedoch schnell auf \dot{M}_P -Änderungen reagiert.

Weil die Dampfleistung aufgrund von Wärmeübergängen und Wärmespeicherung deutlich verzögert auf verbrennungsseitige Änderungen reagiert, ist bei P_D -Regelungen oft eine unterlagerte ϑ_A -Regelung vorgesehen.

Unabhängig von der Regelstrategie besteht das Problem, dass die Leistungsregelstrecken oft ein Allpassverhalten aufweisen. So zeigen die Untersuchungen in [52], dass bei den Regelstrecken $\dot{M}_B \rightarrow \vartheta_A$ und $\dot{M}_B \rightarrow P_D$ einer Rostverbrennung ein Allpassverhalten vorliegt. Allerdings kann auch eine Primärluftänderung in bestimmten Rostzonen ein Allpassverhalten bezüglich der Abgastemperatur $\dot{M}_{P,i} \rightarrow \vartheta_A$ und der Dampfleistung $\dot{M}_{P,i} \rightarrow P_D$ hervorrufen. In Übereinstimmung dazu zeigen die Untersuchungen in [15, 117], dass zwischen der Primärluft und dem O_2 -Gehalt $\dot{M}_{P,i} \rightarrow \psi_{O_2}$ sowie der Abgastemperatur $\dot{M}_{P,i} \rightarrow \vartheta_A$ ein Allpassverhalten vorliegt. Das Allpassverhalten der Strecken ist zu berücksichtigen, weil es sich (unerwünschter Weise) auf das Regelkreisverhalten überträgt.

Beiträge zur Regelung von Rostverbrennungen

Der Beitrag von Bloy [18] widmet sich der messtechnischen Erfassung und Regelung des Feststoffausbrands bei Rostverbrennungen. Die dort betrachtete Ausbrandsteuerung besteht darin, die Brennstoffe, die die Hauptverbrennungszone unvollständig verbrannt verlassen, zu erfassen und durch Einstellung optimaler Bedingungen in der Ausbrandzone vollständig umzusetzen. Zur Detektion der unverbrannten Brennstoffe wird eine am Brennbettende installierte CCD-Kamera eingesetzt (Bild 1.7). Aus ihren Aufnahmen werden über eine Bildverarbeitung Kenngrößen wie die Fläche der überdurchschnittlich stark strahlenden Brennbettbereiche und die flächenbezogene Strahlungsintensität berechnet. Diese Kenngrößen sind normierte Eingangswerte eines fuzzybasierten Auswertalgorithmus, dessen Ergebnisse zur Anpassung der Stellgrößen Transportgeschwindigkeit und zonenweiser Primärluftstrom $\dot{M}_{P,i}$ herangezogen werden. Die Wirksamkeit der Ausbrandsteuerung wurde auch experimentell nachgewiesen [85].

In Bezug auf die Optimierung von Rostverbrennungen wird von Müller [118, 121] angeführt, dass wegen des nur schwer analytisch beschreibbaren Prozessverhaltens und der eingeschränkten Messbarkeit wichtiger Prozessgrößen den klassischen Verfahren neuere Methoden zur Modellierung und Regelung vorzuziehen sind. Von Müller werden daher zur

Nachbildung des Ein-/Ausgangsverhaltens einer industriellen Rostverbrennung künstliche neuronale Netze (KNN) eingesetzt. Die KNN (Multilayer-Perzeptron-Netze mit externer Dynamik) sind Grundlage einer modellbasierten prädiktiven Regelung. Die Festlegung der Dynamikordnung erfolgt über eine Korrelationsanalyse von Prozessdaten (in dem von Müller gewählten Beispielprozess beträgt sie Fünf). Es zeigt sich, dass die KNN das Ein-/Ausgangsverhalten der interessierenden Prozessgrößen besser wiedergeben können, als die alternativ parametrisierten linearen Modelle. Die Aufgabe der KNN ist es, indirekt die notwendigen Stellsignale zu ermitteln, indem aus online gemessenen Prozessgrößen der Verlauf der Regelgrößen (hier die Dampfleistung P_D und der O_2 -Gehalt) prädiziert wird.

Die Fuzzyregelung von Rostverbrennungen wird neben [4, 7, 8, 26, 94] auch von Ono et al. untersucht [133]. Ziele sind die Sicherung einer überstöchiometrischen Verbrennung, die Vermeidung einer überhöhten Brennstoffzufuhr und das Einhalten der Solldampfleistung. Hierfür wird die Höhe des Brennbetts auf dem Rost als Fuzzywert bestimmt, und eine Schätzung des Müllheizwertes aus der zeitbezogenen Dampfmengeänderung durchgeführt. Diese und weitere Prozessgrößen sind Eingangsgrößen von Fuzzyreglern, deren Verhalten zunächst simulativ analysiert wird. Bei den experimentellen Untersuchungen wird bei Heizwertschwankungen eine gute Störunterdrückung erzielt.

In [53, 54] werden von Gierend Fuzzyregelungen bei industriellen Verbrennungsprozessen eingesetzt. Ansatzpunkt der Untersuchungen ist die systematische Nutzung des für konkrete Anlagen vorliegenden Expertenwissens (Operateure), das über Befragungen erfasst und ausgewertet wird. Die als relevant erkannten Eingriffsstrategien (Sollwertanpassung) werden über eine Fuzzylogik nachgebildet. Über diese situationsabhängige Sollwertanpassung der vorhandenen Regelungen ist eine Optimierung der Prozessführung möglich.

Der Vorteil dieses Vorgehens besteht darin, dass eine Optimierung ohne ein explizites mathematisches Prozessmodell erfolgt. Allerdings sind dadurch auch die Möglichkeiten für generalisierende Aussagen, etwa die Übertragbarkeit der Anpassungsstrategien eingeschränkt. Zudem stellt die Fuzzykomponente eine zusätzliche Rückführung dar, deren Stabilitätsverhalten u.U. schwierig zu prüfen ist.

1.3 Einschätzung des Stands der Technik

Mathematische Modellierung von Verbrennungsprozessen

Die automatisierungstechnischen Aufgaben bestehen primär darin,

- Störungen zu unterdrücken,
- eine Vergleichmäßigung des Prozessablaufs herbeizuführen und
- eine Stabilisierung in optimalen Arbeitspunkten zu ermöglichen.

Ihre Lösung erfordert die Nutzung mathematischer Prozessmodelle. Die meisten der aus der Literatur bekannten Prozessmodelle sind chemisch-verfahrenstechnisch orientiert und dienen der Untersuchung der Schadstoffbildung bzw. der Anlagenauslegung. Sie sind daher nur bedingt nutzbar, so dass dem Reglerentwurf meist eine regelungstechnische Modellbildung vorausgeht. Häufig entstehen dabei zum einen Prozessmodelle, die das regelungstechnisch relevante Prozessverhalten insgesamt widerspiegeln, und zum anderen Entwurfsmodelle, die das Verhalten einzelner Strecken nachbilden und die unmittelbar dem Reglerentwurf dienen.

Die Prozessmodelle werden anhand der dominierenden chemischen und physikalischen Vorgänge mathematisch formuliert (z.B. [106, 139, 166]). Um den Lösung partieller Differentialgleichungen zu vermeiden, erfolgt meist eine Modellierung über Teilmodelle mit konzentrierten Parametern. Franke zeigt in [49], dass prinzipiell auch eine direkte Berücksichtigung des verteilten Prozesscharakters bei der Modellierung und beim Reglerentwurf möglich ist. Eine Prozessbeschreibung über partielle Differentialgleichungen und die Ermittlung transzendenter Übertragungsfunktionen bleibt allerdings auf Prozesse geringerer Komplexität beschränkt.

Alternativ zu den theoretischen Prozessmodellen werden auch datenbasierte Modelle wie künstliche neuronale Netze eingesetzt [118, 178, 201]. Sie beschreiben das Ein-/Ausgangsverhalten und ermöglichen so nur indirekt Erkenntnisse über interne Zusammenhänge. In den Beiträgen [62, 96, 133] wird dagegen verfügbares Wissen durch Fuzzymodelle und wissensbasierte Systeme repräsentiert.

Die Entwurfsmodelle sind überwiegend linear und von niedriger Ordnung. Obwohl die Strecken nichtlinear sind, und sich bei der theoretischen Analyse oft höhere Modellordnungen ergeben, lassen sich anhand dieser Modelle leistungsfähige Regelungen entwerfen. In [106] werden zum Entwurf von O_2 -Regelungen PT1-Modelle, in [89, 139] PT3-Modelle eingesetzt. Auch bei den P - und ϑ_A -Regelungen werden mehrheitlich lineare Entwurfsmodelle niedriger Ordnung genutzt. Ein Grund hierfür ist, dass die Modellordnung mit der Reglerordnung korrespondiert, und vor allem bei industriell-verfahrenstechnischen Anwendungen Regler niedriger Komplexität bevorzugt werden.

Die theoretisch begründeten Prozessmodelle werden nur teilweise in die Entwurfsmodellgewinnung einbezogen. Die Modellstrukturen und -parameter werden meist über eine Auswer-

tung experimentell bestimmter Übergangsfunktionen ermittelt. Dem nichtlinearen Streckenverhalten wird durch mehrere lineare Arbeitspunktmodelle (Multimodelle) [96, 106] Rechnung getragen. Inwiefern lineare oder teillineare Entwurfsmodelle (z.B. Hammerstein Modelle) hinreichen, kann i.d.R. nicht vorab geprüft werden, denn die erforderliche Modellgüte hängt neben den Forderungen an das Regelkreisverhalten auch von der gewählten Regelungsstruktur (einschleifige oder kaskadierte Regelung usw.) ab [42].

Regelungskonzepte und Regelungsentwurf

Bekannt geworden sind ein- und mehrschleifige robuste Regelung z.B. [106], aber auch adaptive Regler z.B. [5, 140]. Ist das arbeitspunktabhängige Streckenverhalten a-priori bekannt, kann der Entwurf adaptiver Regler vorab erfolgen. Die Reglerparameter werden dann über eine gesteuerte Adaption angepasst [96, 140]. Im anderen Fall werden die Modellparameter mittels Identifikation online bestimmt, und die Reglerparameter entsprechend der Entwurfsvorschrift laufend angepasst [137, 169].

Insgesamt liegen mit [89, 96, 106, 122] nur relativ wenige Arbeiten vor, die moderne regelungstechnische Verfahren nutzen, und zugleich die Randbedingungen einer technischen Realisation berücksichtigen. Mehrheitlich werden PID-Regler eingesetzt deren Auslegung anhand klassischer Einstellregeln wie Ziegler-Nichols [57, 96, 139], über den Frequenzkennlinienentwurf [106] oder eine Polvorgabe [88, 188] erfolgt. Ein PI-Mehrgrößenreglerentwurf mit Tuningparametern wird in [89] vorgeschlagen. Eingesetzt werden ebenfalls Cautious-Self-Tuning-Regler [137], LQG-Regler [112] und Minimum-Varianz-Regler [169]. Applikationen von Fuzzyregelungen sind in [8, 18, 54, 96, 127, 133, 202] zu finden, KNN werden in [94, 118, 178] eingesetzt. Hinsichtlich der Zuordnung von Methoden oder Verfahren zu bestimmten Klassen von Prozessen bzw. Problemstellungen lässt sich kein klares Fazit ziehen.

Messverfahren und Messtechnik

Als übergreifende Problemstellung wird in zahlreichen Arbeiten die eingeschränkte Messbarkeit wesentlicher Eingangs-, Zustands- und Ausgangsgrößen genannt. In vielen Fällen lassen sich beispielsweise die Eigenschaften der eingesetzten Brennstoffe nicht oder nur ungenau bestimmen. Wegen der oft hohen thermischen, chemischen und mechanischen Belastung müssen robuste Messgeräte (z.B. dickwandige Thermoelemente) eingesetzt werden.

Schnelle und lokal differenzierte Messungen sind besonders bei Sekundärbrennstoffen eine maßgebliche Voraussetzung für eine optimale Prozessführung. Zur Erfassung des lokalen Prozesszustand werden deshalb zunehmend berührungslose optische Messverfahren eingesetzt. IR- und Videokameras werden eingesetzt, weil durch sie die aktuelle Verbrennungssituation verzögerungsfrei und bildgebend erfasst wird. Ihre Bilddaten sind zur automatischen Prozessanalyse und -führung einsetzbar, wenn sie automatisch und online ausgewertet werden.

Die Nutzung von Pyrometern, IR- und Videokameras wird in [3, 18, 24–26, 38, 98, 159, 167,

192, 200] betrachtet. Daneben befinden sich Verfahren wie die Laserspektroskopie, mit der die Gaszusammensetzung in Brennräumen ermittelt wird [38, 40, 199], oder die Schallpyrometrie, die zur berührungslosen Messung von Gastemperaturverteilungen einsetzbar ist [28, 29], in Entwicklung. Ein interessanter Ansatz wurde von Müller [123] vorgestellt. Hier wird modellbasiert die Abgaszusammensetzung aus mehreren Strahlungsspektren der Verbrennungsflamme (reine Gasverbrennung) ermittelt.

Zusammenfassend geben die Tabellen 1.2 bis 1.4 die Autoren, die betrachteten Anlagen und Brennstoffe sowie die Entwurfsmodelle bzw. Methoden an.

Tabelle 1.2: Übersicht von Arbeiten zur Automation von Verbrennungsprozessen, Teil 1

Autor	Lit.	Anlage	Regelgrößen	Entwurfsmodell, Methode
Alex	[5]	zirk. Wirbelschicht	Aschetemperatur, Dampfdruck und -temperatur	Polynom-Matrix Modell, selbststellender Mehrgrößen-PI-Regler
Altemark	[6]	Erdgaskessel	O ₂ -Gehalt	I-Regler
Altrock	[7]	MVA	Dampfleistung, Feuerlage, O ₂ -Gehalt	Fuzzyregler
Arroyo-Figueroa	[8]	Dampfkraftwerk	Dampf-temperatur	Fuzzyregler, PID und predictive dynamic matrix control (nach [107])
Beedgen	[14]	Gas-Gebläsebrenner	O ₂ -Gehalt	-
Bloy	[18]	MVA	Feststoffausbrand	Videoauswertung und Fuzzyregler
Braun	[19]	MVA	Leistung	Mehrgrößenmodell
Brekenfeld	[21]	Gasbrenner	-	optische Flammendiagnose
Busch, ...	[24]	MVA	Leistung	Leistungsregelung mit IR-Kamera
Daimler	[26]	MVA	-	IR-Thermographie und Spektroskopie
Dekkiche	[27]	Zement-Drehrohrofen	-	überlagerte Optimierung
Dohle	[31]	Gas- und Öl-brenner	O ₂ -Gehalt	Koppelkurvenregelung
Dunoyer	[36]	Härteofen	Zonentemperatur	bilineares Prozessmodell, Feedback Linearisierung, PID-Regler
Ebert	[37–39]	MVA	Leistung, Feuerlage	IR-Thermographie und Spektroskopie, IR-basierte Regelung
Femat	[44]	Wirbelschicht (Modell)	Gastemperatur	nichtlineares Zustandsraummodell, Luenberger Beobachter
Fischer	[46]	-	Brenner	optische Flammenanalyse
Focke	[47]	-	Dampfleistung, O ₂ -Gehalt	PID-Regelung
Gierend	[53, 54]	MVA	-	Expertenwissen, Fuzzyregler
Good	[57]	Holzverbrennung	Flammentemp., O ₂ - und CO-Gehalt	Übertragungsfunktion, PI(D)-Regler
Härtel	[65]	Laborbrenner	-	optische Flammenanalyse

Tabelle 1.3: Übersicht von Arbeiten zur Automation von Verbrennungsprozessen, Teil 2

Autor	Lit.	Anlage	Regelgrößen	Entwurfsmodell, Methode
Herrs	[70]	Gasbrenner	-	Ionisations-Flammen-Management
Henfling	[69]	Tunnelofen	O ₂ -Gehalt	-
Hirota	[73]	MVA	Leistung, O ₂ -Gehalt	Fuzzyregler
Jaeschke	[77]	MVA	-	Fuzzyregler, KNN, wissensbasierte Systeme
Järvensivu	[82, 83]	Zement-Drehrohrofen	-	supervisory-level control, online Parameterschätzung, KNN-Prozessmodell
Kocijan	[88]	Dampfkesselmodell	O ₂ - und CO-Gehalt	Zustandsraum, Mehrgrößen-PI-Regler, Polvorgabe, simulativer Robustheitsnachweis
Korn	[89]	Industrieofen	O ₂ -Gehalt, Produkttemperatur	Übertragungsfunktion, Mehrgrößen-PI-Regler mit Tuningparametern
Krause	[94]	MVA	-	adaptive Neuro-Fuzzy-Regler
Kroll	[96]	Wirbelschicht	O ₂ -Gehalt, Feuerraumtemperatur	Übertragungsfunktion, adaptiver Fuzzyregler, Ziegler-Nichols
Lunze	[106]	Wirbelschicht	Bett- und Abgastemperatur, O ₂ - und CO-Gehalt	Übertragungsfunktion, Frequenzkennlinienentwurf, Mehrgrößen PI, Robustheitsnachweis
Manca	[110]	MVA	-	IR-Kamera
Masanori	[112]	Gasturbinenkraftwerk	Abgastemperatur	Übertragungsfunktion, LQG-Entwurf, PID-Regler
Müller, B.	[118]	MVA	O ₂ -Gehalt Dampfleistung	Prädiktion mit KNN und Suchstrategie für optimale Stellgrößenfolge
Müller, B.	[119]	MVA	Dampfleistung, O ₂ -Gehalt	IR-basierte Heizwertschätzung, KNN-basierte Regelung
Müller, J.-U.	[122]	MVA	-	wissensbasierte analytische Regel- und Informationsverarbeitung
Müller, Th.	[123]	Pilotanlage (Gasbrenner)	-	Messsystem, IR- und modellbasierte Bestimmung der Abgaszusammensetzung
Neuffer	[126]	Kohlekraftwerk	-	wissensbas. System mit PI- und Fuzzyregelung
Nicolei	[127]	Wirbelschicht	Wirbelschichttemperatur, Druck, O ₂ -Gehalt	Fuzzyregler
Oest	[131]	-	-	kamerabasierte Verbrennungsregelung
Ono	[133]	MVA	-	Fuzzymodell, Fuzzyregler
Ostergaard	[135]	Drehrohr	-	Fuzzylogik
Papenfort	[137]	Wirbelschicht (Kohle)	O ₂ -Gehalt, Leistung, Wirbelschichttemperatur	Zustandsraum, adaptiver CSTC und Mehrgrößen-PI-Regler
Pfannstiel	[139, 140]	Ölbrenner	O ₂ -Gehalt	Übertragungsfunktion, Gain-Scheduling-PI-Regler, Ziegler-Nichols
Pflüger	[141]	Gasmotor	Wobbezah	Wobbezahlregelung

Tabelle 1.4: Übersicht von Arbeiten zur Automation von Verbrennungsprozessen, Teil 3

Autor	Lit.	Anlage	Regelgrößen	Entwurfsmodell, Methode
Profos	[145]	-	O ₂ -Gehalt, Leistung	Regelungsstrukturen
Profos	[146–148]	Gas- und Ölfeuerungen	O ₂ -Gehalt	Übertragungsfunktion, Gain-Scheduling-Regler
Schruttke	[166]	Zement-Drehrohrofen	Abgastemperatur, Leistung, ...	-
Schuler	[167]	MVA	-	IR-Thermographie, Verbrennungsregelung
Sutinen	[181]	Rostverbrennung (Holz, Rinde)	-	CCD-Kamera, Bildverarbeitung
Schulze	[169]	Röhrenofen	O ₂ -Gehalt, Produkt- und Abgastemp.	Übertragungsfunktion, online Parameterschätzung, MV-Regler
Schulz	[170]	Wirbelschicht (Kohle)	O ₂ - und NO _x -Gehalt	Zustandsraum, opt. Ausgangsrückführung nach [91, 102]
Stephan	[177, 178]	Kohlekraftwerk	O ₂ -Gehalt, Abgas- und Dampftemperatur	KNN, Reinforcement-Learning-Based-Control-Scheme
Stirnberg	[179]	-	Wobbezahl	-
Strohrmann	[180]	-	O ₂ -Gehalt, Produkttemperatur, Wobbezahl	-
Vosteen	[190]	Drehrohr	-	Optimierung (Schlackefilm), IR-Thermographie
Voss	[188, 189]	Wirbelschicht (Kohle)	O ₂ -Gehalt, Leistung, Betttemperatur	Übertragungsfunktion, Self-Tuning-Mehrgrößenregler
Walter	[192, 193]	MVA, Rostverbrennung	-	IR-Thermographie, Kenngrößenberechnung
Yang	[201]	Drehrohr	-	KNN, regelbasierte Prozessführung
Yegin	[202]	Kohlekraftwerk	Leistung, Enthalpie	Fuzzyregler, PI-Konzept

1.4 Zielstellung und Gliederung der Arbeit

Zielstellung

Die Schadstoffentwicklung und die Energieeffizienz hängt u.a. von der Verbrennungstemperatur ϑ_A und dem O_2 -Gehalt im Abgas ab. Bei den meisten industriellen Verbrennungen werden deshalb entsprechende ϑ_A - O_2 -Regelungen eingesetzt. Ein Ziel dieser Arbeit ist es, am Beispiel einer Pilotanlage einen systematischen und modellbasierten Entwurf von ϑ_A - O_2 -Regelungen durchzuführen.

Für den Aufbau von Regelungen sind zwei mathematische Modelltypen von Bedeutung. Das sind zum einen theoretisch begründete mathematische Prozessmodelle, die primär der simulativen Nachbildung der Anlage dienen, und zum anderen Entwurfsmodelle, die unmittelbar zur Reglerauslegung eingesetzt werden.

Ein erstes Teilziel der Arbeit besteht in der Ableitung eines theoretischen Prozessmodells, das das regelungstechnisch relevante Verhalten der Pilotanlage wiedergibt. Um die angestrebte Anpassbarkeit und Übertragbarkeit des Modells zu gewährleisten, soll hierbei eine Systemdekomponierung in mehrere Teilsysteme mit konzentrierten Parametern erfolgen. Die Literaturrecherche hat gezeigt, dass sich bereits mit linearen Entwurfsmodellen und PID-basierten Reglern leistungsfähige Verbrennungsregelungen aufbauen lassen. Bei der Entwurfsmodellgewinnung sind daher Modelle zu bevorzugen, die zwar eine gute Approximation des Streckenverhaltens bieten, gleichzeitig aber eine möglichst geringe Ordnung aufweisen. Weiterhin ist zu prüfen, inwieweit die Entwurfsmodelle, die zunächst für die speziellen Verhältnisse an der Pilotanlage entwickelt werden, auch auf andere Verbrennungsprozesse übertragbar sind.

Weitere Teilziele sind der Entwurf und die Validierung der ϑ_A - O_2 -Regelungen an der Pilotanlage, wobei PID-basierte Regelungen zu bevorzugen sind.

In der Literatur werden als entscheidende Störung die für Sekundärbrennstoffe typischen veränderlichen chemischen und physikalischen Eigenschaften genannt. Deshalb soll untersucht werden, wie sich Brennstoffschwankungen auf die Regelgrößen und die Regelstrecken bzw. die Regelkreiseigenschaften auswirken, und wie dieser Einfluss zu minimieren ist.

Verbrennungen mit gasförmigen oder flüssigen Brennstoffen lassen sich meist hinreichend genau durch punktuell gemessene Prozessgrößen z.B. die Abgastemperatur beschreiben. Bei Verbrennungen mit veränderlichen und inhomogen sekundären Festbrennstoffen liegt ein instationärer und heterogener Verbrennungsablauf vor. Um die Verbrennung bei diesen Prozessen durch primärseitige Eingriffe zu optimieren, müssen die Prozessgrößen in ihrer lokalen Verteilung bekannt sein. Von besonderem Interesse ist hierbei die Messung der (Feststoff-) Temperaturverteilung. Ihre Kenntnis gilt nicht nur als Voraussetzung für eine optimale Prozessführung sondern auch für die Gewinnung tragfähiger Prozess- und Entwurfsmodelle. Daher sind Verfahren zu entwickeln, die die Feststofftemperaturen möglichst störungsarm messen und über eine Auswertung Informationen für Analyse- und Regelungszwecke bereitstellen.

Gliederung der Arbeit

In **Kapitel 1** wurde bereits auf die Entstehung und die Vermeidung von Schadstoffen bei Verbrennungen eingegangen. Anschließend wurde der Stand der Technik automatisierter Verbrennungsprozesse diskutiert und daraufhin die Ziele dieser Arbeit abgeleitet.

Im folgenden **Kapitel 2** wird zunächst der Aufbau und die Funktionsweise der in dieser Arbeit betrachteten Pilotanlage beschrieben. Anschließend wird ihre Modellierung betrachtet. Sie umfasst ein statisches Modell, um grundsätzliche Aussagen über das Ein-/Ausgangsverhalten von Verbrennungen zu erhalten, das theoretische Prozessmodell und die Entwurfsmodelle. Weil die Struktur der ϑ_A -O₂-Regelung als kaskadierte ϑ_A - ϑ_A^H -Regelungen (mit unterlagerter O₂-Regelung) konzipiert wird, ergeben sich im Gegensatz zu den Literaturangaben für die ϑ_A -Regelstrecken Modelle mit PDT1- und PDT2-Struktur. Diese Modelle bieten zwar eine gute Beschreibung des Streckenverhaltens, jedoch erfüllen sie wegen ihrer dominierenden Zählerzeitkonstante nicht die Voraussetzungen für eine Anwendung der üblichen PID-Einstellregeln und -verfahren.

Deshalb wird in **Kapitel 3** untersucht, wie unter den gegebenen Voraussetzungen ein Reglerentwurf für diese Strecken erfolgen kann. Als Ausgangspunkt für eine gezielte Polvorgabe werden für einen Regelkreis, dessen Verhalten durch eine dominierende Nullstelle und zwei Pole beschrieben ist, die Beziehungen zwischen der Pollage und dem zeitlichen Regelkreisverhalten abgeleitet. Diese Zusammenhänge werden für nichtminimalphasige (Pilotanlage) und nichtminimalphasige Strecken (Feststoffverbrennungen) ermittelt und durch normierte graphische Darstellung veranschaulicht. Analog zum IT1-Entwurf wird es somit möglich, aus der Pollage das Zeitverhalten abzulesen, bzw. aus den Vorgaben für das gewünschte Regelkreisverhalten die notwendige Pollage zu ermitteln.

In **Kapitel 4** werden der Entwurf und die Validierung der ϑ_A -O₂-Regelung betrachtet. Basierend auf Kapitel 3 werden zur Gewährleistung eines robusten sowie hinreichend schnellen und gedämpften Regelkreisverhaltens kaskadierte I-PI-Temperaturregelungen mit unterlagerter O₂-Regelung entworfen und an der Pilotanlage untersucht. Anschließend wird auf die Regelung bei veränderlichen Brennstoffen eingegangen.

In **Kapitel 5** wird die IR-basierte Messung von Feststofftemperaturen am Beispiel von Rostverbrennungen untersucht. Weil die IR-Messungen durch prozessimmanente Störungen wie Partikel und Flammen beeinträchtigt werden, wird ein Verfahren zur Detektion und Eliminierung von Störungen entwickelt. Im Zusammenhang mit einer rechnergestützten IR-Analyse wird auf folgende Schwerpunkte eingegangen: die automatische Bewertung von IR-Aufnahmen hinsichtlich ihrer Validität, die Ermittlung zweckmäßiger Kenngrößen zur Prozessbeschreibung und ihre repräsentative Berechnung. Diese Arbeiten finden Eingang in ein online Auswertesystem, das am Ende des Kapitels beschrieben wird.

Das **Kapitel 6** fasst die Ergebnisse der Arbeit zusammen.

Kapitel 2

Beschreibung und Modellierung der Pilotanlage

Die Untersuchungen zur Regelung der Abgastemperatur ϑ_A und des O_2 -Gehalts erfolgen am Beispiel einer Pilotanlage. In diesem Kapitel wird zunächst der Aufbau dieser halbttechnischen Drallbrennkammer beschrieben. Anschließend wird auf ihre Modellierung eingegangen. Hierbei werden

- ein statisches Modell,
- ein theoretisches Prozessmodell und
- Entwurfsmodelle

betrachtet. Das statische Modell wird in Abschnitt 2.2 vorgestellt. Es beschreibt unter vereinfachenden Annahmen das statische Ein-/Ausgangsverhalten einer Verbrennung. Dieses Modell ist nicht speziell auf die Pilotanlage ausgerichtet, so dass im Rahmen der Modellgültigkeit verallgemeinernde Aussagen möglich sind.

Zur Nachbildung der Pilotanlage lag zunächst kein Modell vor, so dass ein theoretisches Prozessmodell aufgebaut wurde, das das regelungstechnisch interessierende Verhalten wiedergibt (Abschnitt 2.3). Bei der Modellerstellung wird der von Döschner [35] und Bischoff [17] vorgeschlagene Weg verfolgt, der eine Systemdekomponierung in mehrere Teilmodelle vorsieht, innerhalb derer die Speicher- bzw. Zustandsgrößen nicht ortsabhängig sind, und die durch Energie- und Stoffaustausch in Wechselwirkung stehen.

Die zur Reglerauslegung eingesetzten Entwurfsmodelle werden in Abschnitt 2.4 abgeleitet. Das statische Modell ist dafür ungeeignet. Das theoretische Modell bildet zwar die Dynamik der Regelstrecken ab, jedoch ist es nichtlinear und von höherer Ordnung, so dass es für den Entwurf ebenfalls nicht nutzbar ist.

2.1 Beschreibung der Pilotanlage

Aufbau und Funktionsweise

Als Pilotanlage steht die Drallbrennkammer des IEVB der TU Clausthal zur Verfügung. Sie ist für eine thermische Leistung von ca. 0,8 MW ausgelegt und besteht aus den Komponenten

- Brenner (mit Drallerzeuger und Lanze),
- Brennkammer und
- Rohrreaktor.

Wie die Bilder 2.1 und 2.2 zeigen, ist der Brenner oberhalb der senkrecht stehenden Brennkammer angeordnet. Die Brennkammer hat eine Gesamthöhe von 3,3 m und einen Innendurchmesser von 0,32 m. Sie ist zur Reduktion von Wärmeverlusten mit Feuerfestbeton ausgekleidet, die Gesamtwandstärke beträgt 0,24 m. Die Brennkammer ist mit mehreren Öffnungen versehen, um äquidistante Gastemperaturmessungen zu ermöglichen. Nach einem Krümmer schließt sich der Rohrreaktor an. Er ist ca. 10 m lang, hat einen Innendurchmesser von 0,32 m und ist ebenfalls mit Feuerfestbeton ausgekleidet.

Bei der Pilotanlage strömt die primäre Verbrennungsluft in die Brennkammer ein, wobei durch Einstellungen am Drallerzeuger die Strömungscharakteristik und damit auch die Flammenform (Laminar- oder Drallflamme) festgelegt wird. In dieser Arbeit wird ausschließlich mit Drallflammen gearbeitet, da wegen des stabilisierenden Dralls die Luft- und Brennstoffströme in weiten Bereichen modifizierbar sind, ohne dass ein Flammenabriss oder -rückschlag auftritt. Darüber hinaus ist so eine intensive Mischung von Brennstoff und Primärluft gewährleistet. Die Brennstoffe werden durch eine Lanze mittig in die Brennkammer eingebracht.

An der Pilotanlage sind die verfahrenstechnischen Primärmaßnahmen Verbrennungsstufung (gestufte Luftzugabe) und Abgasrückführung durchführbar. Zur sekundären Abgasreinigung werden Gewebe- und Aktivkohlefilter eingesetzt. Die Pilotanlage beruht auf einer Vorgängeranlage (Bild 2.11, S. 41), die ausführlich in [108] beschrieben ist. Die Unterschiede zum Vorgänger liegen in der Anlagengeometrie und der erweiterten Mess-, Steuer- und Regeltechnik.

Mess-, Steuer- und Regeltechnik

Die Gastemperaturen in der Brennkammer und im Rohrreaktor werden über Thermoelemente ermittelt. Im Brennraum kommen PtRh-Pt-Mantelthermoelemente (Platin-Rhodium-Platin, Typ B) und im Rohrreaktor NiCr-Ni-Mantelthermoelemente (Nickel-Chrom-Nickel) zum Einsatz. Wie auch bei industriellen Anlagen erfolgt die Temperaturmessung über relativ träge Thermoelemente ($T \approx 30s$)¹. Dies ist mit dem scheinbaren Nachteil verbunden,

¹Diese und die folgenden Angaben zur Messdynamik gehen von einem PT1-Verhalten aus.



Bild 2.1: Anlagenfoto

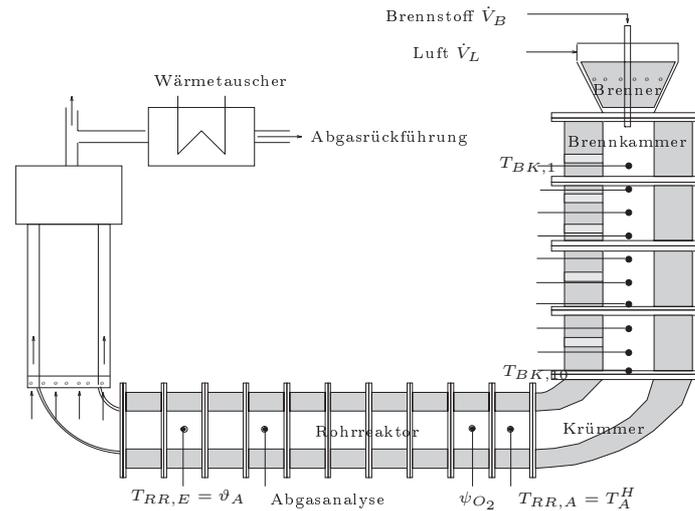


Bild 2.2: Aufbau der Pilotanlage

dass die eigentliche Gasdynamik nur verzögert erfasst wird. Die Untersuchungen zeigten jedoch, dass schneller ansprechende Thermoelemente unzweckmäßig sind, weil ihre Messwerte aufgrund der turbulenten Gasströmung so deutlich schwanken, dass eine Tiefpassfilterung nachgeschaltet werden muss.

Zur Brennstoff- und Luftstrommessung werden Wirbeldurchflussmessgeräte nach dem Prinzip der Karman'schen Wirbelstraße eingesetzt. Ihre Funktion beruht darauf, dass der Gasstrom einen Wirbelkörper umströmt und dadurch Wirbel erzeugt werden, deren durchflussabhängige Frequenz ausgewertet wird (s.a. [161]). Die Wirbeldurchflussmessung zeichnet sich durch einen großen Messbereich von ca. 1:10 aus. Bei den hier genutzten Geräten beträgt die Messverzögerung $T = 0,2s$. Die Messungen schwanken jedoch so deutlich², dass zur Glättung eine zusätzliche Tiefpassfilterung mit $T = 2s$ erfolgt.

Die Messung der Abgaszusammensetzung (O_2 , NO_x , ...) erfolgt über ein Messgerät mit Infrarotresonanzanalyse. Das Abgas wird kontinuierlich aus dem Rohrreaktor entnommen (Bild 2.2). Diese Messung weist jedoch eine erhebliche Totzeit auf, und ist daher für eine O_2 -Regelung ungeeignet. Zur schnellen O_2 -Messung wird eine Zirkondioxidsonde³ eingesetzt, die am Beginn des Rohrreaktors eingebaut ist. Sie ist eine unbeheizte potentiometrische Messzelle mit Thermoelement und nutzt als Referenzgas Luft (s.a. [67, 128]). Ihre Messdynamik beträgt $T = 0,2 s$.

Für die ϑ_A - O_2 -Regelung sind unterlagerte Brennstoff- und Luftstromregelungen erforderlich. Die Betriebsvolumenströme werden jeweils über pneumatische Ventile mit integriertem Stellungsregler eingestellt. Bei den Untersuchungen sind jedoch nicht die Betriebsvolumenströme, sondern die massenstromäquivalenten Normvolumenströme relevant, so dass eine auf der idealen Gasgleichung beruhende Sollwertkorrektur erforderlich ist (Anhang A.1). Die

²Vermutet wird, dass die Schwankungen auf eine (trotz gerader und langer Einlaufstrecken) nicht laminare und u.U. pulsierende Anströmung der Messgeräte zurückzuführen ist.

³Fa. Eurox, Typ EX-S-101 [43]

Brennstoff- und Luftstromregelungen sind für ein überschwingfreies Führungsverhalten mit $T = 2$ s parametrisiert.

Die ϑ_A - O_2 -Regelung und die unterlagerte Regelung von Brennstoff und Luft erfolgt mit Hilfe eines Prozessrechners, der aus einem Target-PC und einem Host-PC besteht (Anhang, Bild A.3). Die Regel- und Steueralgorithmen sind mit Matlab-/Simulink auf dem Host-PC implementiert (Anhang A.2). Über Reallink32 [151, 152] wird ein ausführbares Programm erzeugt, das in Echtzeit auf dem Target-PC abläuft. Der Target-PC besitzt als Schnittstelle zur Pilotanlage eine Ein- und Ausgabekarte (Computer Boards DAS 16/JR/12 und Computer Boards DDA06/12), so dass 16 analoge Eingänge, 6 analoge Ausgänge und weitere digitale Ein- und Ausgänge verfügbar sind. Das System aus Host-PC und Target-PC ermöglicht online Änderungen von Reglerparametern und Sollwerten sowie die Speicherung und Visualisierung von Daten.

2.2 Statisches Modell eines Verbrennungsprozesses

Wesentliche Aussagen über den Verbrennungsprozess lassen sich bereits aus einem statischen Modell mit den Eingangsgrößen Brennstoffstrom \dot{M}_B und Luftstrom \dot{M}_L sowie den Ausgangsgrößen Abgassauerstoffgehalt ψ_{O_2} und Abgastemperatur ϑ_A ableiten. Ausgegangen wird dabei von folgenden Prämissen:

1. Innerhalb eines gradientenfreien Bilanzraums läuft die Verbrennung vollständig ab, vgl. auch Turns [183].
2. Brennstoff und Luft besitzen die gleiche Temperatur ($T_B = T_L = T_E$). Die Eintrittstemperatur T_E entspricht der Umgebungstemperatur T_U .
3. Die mittleren spezifischen Wärmekapazitäten von Brennstoff c_B , Luft c_L und Abgas c_A sind temperaturunabhängig und stimmen überein ($c_B = c_L = c_A$).

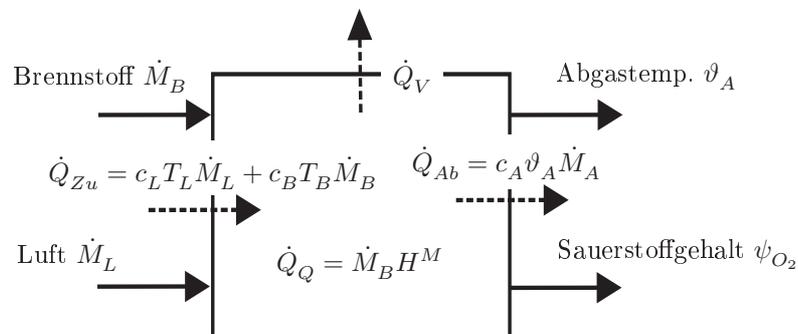


Bild 2.3: Statisches Modell eines Verbrennungsprozesses

Diese Annahmen erlauben eine überschlägliche Berechnung von ϑ_A und ψ_{O_2} . Die stärkste Abweichung von den realen Verhältnissen bringt meist die Annahme eines einzigen Bilanzraums mit konzentrierten Parametern mit sich. Anzumerken ist, dass bei Sekundärbrenn-

stoffen (z.B. Müll) die Brennstoffeigenschaften oft nur grob abschätzbar sind. Abweichungen zwischen Rechnung und Messung sind dann hauptsächlich auf die ungenau bekannten Brennstoffparameter zurückzuführen.

2.2.1 Bestimmung des Abgassauerstoffgehalts

Die nachfolgend angegebenen Beziehungen beruhen auf Stoff- und Energiebilanzen die aus der Literatur z.B. Profos [145] bekannt sind, bzw. aus ihnen abgeleitet wurden.

Zur Umsetzung einer Brennstoffmenge M_B^4 ist eine bestimmte Minimalluftmenge $M_{L,Min}$ erforderlich. Aus technischen Gründen wird meist jedoch eine größere Luftmenge M_L eingesetzt. Das Verhältnis des tatsächlichen Luftstroms \dot{M}_L zum theoretischen Mindestluftstrom $\dot{M}_{L,Min}$ beschreibt der sog. Luftfaktor λ (auch Luftzahl genannt)

$$\lambda = \frac{\dot{M}_L}{\dot{M}_{L,Min}} \text{ bzw. } \lambda = \frac{\dot{V}_L}{\dot{V}_{L,Min}}. \quad (2.1)$$

Verbrennungen mit Luftüberschuss ($\lambda > 1$) werden als überstöchiometrisch, die mit Luft- bzw. O₂-Mangel ($\lambda < 1$) als unterstöchiometrisch bezeichnet. Der Mindestluftstrom $\dot{M}_{L,Min}$ hängt neben der Höhe des Brennstoffstroms \dot{M}_B vom brennstoffspezifischen O₂-Bedarf L_{O_2} ab. Da hier vorausgesetzt wird, dass der Sauerstoff ausschließlich aus der Verbrennungsluft stammt, wird auch vom Luftbedarf L_L gesprochen. Die Beziehungen zwischen dem Sauerstoff- und Luftbedarf sind gegeben durch

$$L_L^M = \frac{L_{O_2}^M}{\xi_{O_2,L}} \quad \text{oder volumenbezogen} \quad L_L^V = \frac{L_{O_2}^V}{\psi_{O_2,L}}, \quad (2.2)$$

wobei $\xi_{O_2,L}$ der O₂-Masseanteil und $\psi_{O_2,L}$ der O₂-Volumenanteil der Luft ist. Mit L_L^M lässt sich der Mindestluftstrom $\dot{M}_{L,Min}$ wie folgt berechnen

$$\dot{M}_{L,Min} = L_L^M \dot{M}_B \quad \text{oder volumenbezogen} \quad \dot{V}_{L,Min} = L_L^V \dot{V}_B. \quad (2.3)$$

Mit (2.1) und (2.3) ergibt sich für λ auch

$$\lambda = \frac{\dot{M}_L}{L_L^M \dot{M}_B} = \frac{\dot{V}_L}{L_L^V \dot{V}_B}. \quad (2.4)$$

Der O₂-Gehalt im Abgas bestimmt sich über die Massebilanz

$$\xi_{O_2,A}(\dot{M}_B + \dot{M}_L) = \xi_{O_2,L} \dot{M}_L - L_{O_2}^M \dot{M}_B \quad (2.5)$$

mit

$$\dot{M}_A = \dot{M}_B + \dot{M}_L = (1 + L_L^M \lambda) \dot{M}_B. \quad (2.6)$$

⁴Im Folgenden werden teilweise masse- und volumenbezogene Größen parallel betrachtet. Wenn nicht explizit vom Betriebsvolumen gesprochen wird, ist stets das Normvolumen gemeint.

Der massebezogene O₂-Gehalt ergibt sich zu

$$\xi_{O_2,A} = \xi_{O_2,L} \frac{\dot{M}_L - L_L^M}{1 + \frac{\dot{M}_L}{\dot{M}_B}} = \xi_{O_2,L} L_L^M \frac{\lambda - 1}{1 + \lambda L_L^M}. \quad (2.7)$$

Umgestellt nach dem Luftfaktor λ folgt daraus

$$\lambda = \frac{\xi_{O_2,A} + L_L^M \xi_{O_2,L}}{L_L^M (\xi_{O_2,L} - \xi_{O_2,A})}. \quad (2.8)$$

Die zu (2.7) äquivalenten volumenbezogenen Beziehungen lauten

$$\psi_{O_2,A} = \psi_{O_2,L} \frac{\dot{V}_L - L_{O_2}^V}{1 + \frac{\dot{V}_L}{\dot{V}_B}} = \psi_{O_2,L} L_L^V \frac{\lambda - 1}{1 + \lambda L_L^V}. \quad (2.9)$$

Die Gleichungen (2.7) und (2.9) beschreiben die nichtlineare Abhängigkeit des O₂-Gehalts vom Luft- und Brennstoffstrom. Der Einfluss von \dot{M}_B auf den O₂-Gehalt veranschaulicht das Bild 2.4. Hierbei ist der Luftstrom \dot{M}_L konstant. Ist der Brennstoffstrom Null, wird kein O₂ umgesetzt und der O₂-Gehalt im Abgas $\xi_{O_2,A}$ entspricht dem der Verbrennungsluft $\xi_{O_2,L}$. Wird \dot{M}_B bis auf sein Maximum erhöht, sinkt der O₂-Gehalt bis auf Null ab, wie auch die leicht gekrümmte Kurve in Bild 2.4 zeigt.

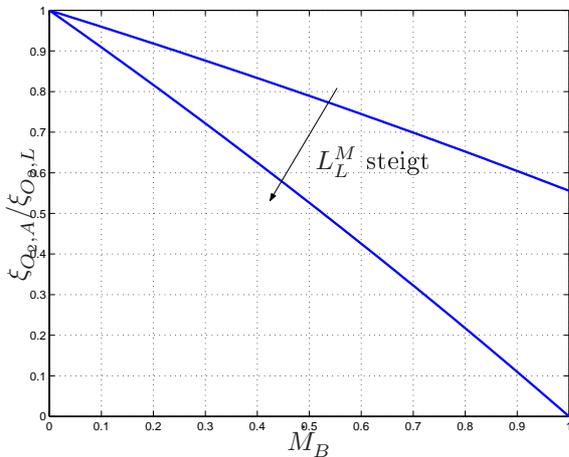


Bild 2.4: O₂-Gehalt in Abhängigkeit von \dot{M}_B (\dot{M}_L konstant)

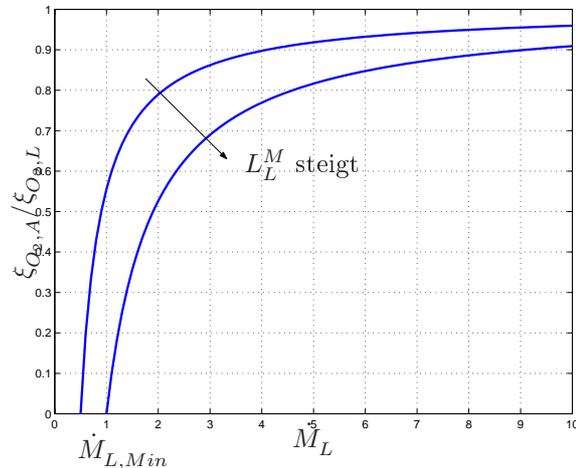


Bild 2.5: O₂-Gehalt in Abhängigkeit von \dot{M}_L (\dot{M}_B konstant)

In Umkehrung dessen stellt das Bild 2.5 den Zusammenhang zwischen dem O₂-Gehalt und \dot{M}_L dar, wobei \dot{M}_B konstant ist. Im Unterschied zu den Verhältnissen von Bild 2.4 ist (wegen der voraussetzungsgemäß vollständigen Verbrennung) ein Mindestluftstrom $\dot{M}_{L,Min}$ erforderlich.

2.2.2 Bestimmung der Abgastemperatur

Die Abgastemperatur ϑ_A bestimmt sich aus einer Wärmebilanz. Zu betrachten sind die Wärmeströme von Brennstoff und Luft (\dot{Q}_{Zu}), die Verbrennungswärme \dot{Q}_B und der konvektive Wärmeabfluss \dot{Q}_{Ab} , der über den Abgasstrom erfolgt

$$\begin{aligned}\dot{Q}_{Zu} &= c_L \dot{M}_L T_L + c_B \dot{M}_B T_B, \\ \dot{Q}_B &= P_{th} = \dot{M}_B H^M \quad \text{und} \\ \dot{Q}_{Ab} &= c_A \dot{M}_A \vartheta_A.\end{aligned}\tag{2.10}$$

Zusätzlich ist ein Verlustwärmestrom \dot{Q}_V zu berücksichtigen. Durch Umstellen der Bilanzgleichung

$$\begin{aligned}\dot{Q}_{Ab} &= \dot{Q}_{Zu} + \dot{Q}_B - \dot{Q}_V \\ c_A \dot{M}_A \vartheta_A &= (c_L \dot{M}_L T_L + c_B \dot{M}_B T_B) + \dot{M}_B H^M - \dot{Q}_V\end{aligned}\tag{2.11}$$

wird die Abgastemperatur ϑ_A erhalten. Die Abgastemperatur, die sich bei einer Verbrennung ohne Wärmeverluste $\dot{Q}_V = 0$ einstellen würde, ist die adiabate Verbrennungstemperatur $T_{A,Adj}$. Bei realen Verbrennungen liegen Isolationsverluste vor und es erfolgt eine Nutzung der Verbrennungswärme. Bezüglich \dot{Q}_V werden für die folgenden Betrachtungen drei Fälle unterschieden

$$\dot{Q}_V = \begin{cases} 1.) & 0 & \text{keine Wärmeverluste} \\ 2.) & c & \text{konstante Wärmeverluste} \\ 3.) & KA(T_A - T_U) & \text{temperaturproportionale Wärmeverluste.} \end{cases}\tag{2.12}$$

Erstens, es erfolgt eine adiabate Verbrennung ohne Wärmeverluste. Für T_A gilt

$$T_A = T_{A,Adj} = T_E + \frac{H^M}{c_A(1 + \lambda L_L^M)}.\tag{2.13}$$

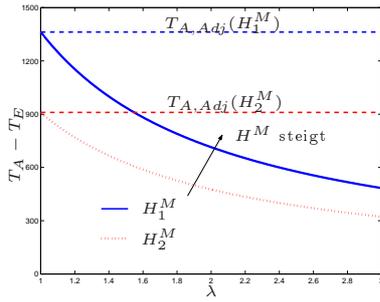
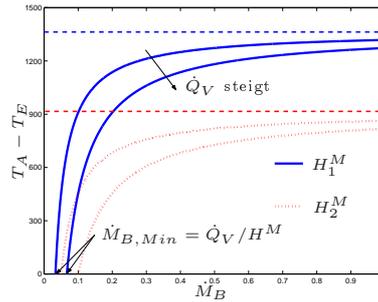
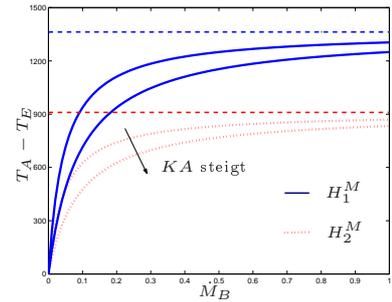
Zweitens, der Verbrennung wird ein konstanter Wärmestrom entzogen, etwa durch einen geregelten Wärmetauscher. Hier bestimmt sich die Abgastemperatur zu

$$T_A = T_E + \frac{H^M + \frac{\dot{Q}_V}{\dot{M}_B}}{c_A(1 + \lambda L_L^M)}.\tag{2.14}$$

Drittens, die Wärmeverluste sind proportional zur Abgastemperatur. Die Wärmeverluste werden hier über einen Wärmedurchgang über die Bilanzraumgrenze mit der Fläche A modelliert. T_U ist die Umgebungstemperatur und K der Wärmedurchgangskoeffizient. Für T_A ergibt sich

$$T_A = T_E + \frac{H^M}{c_A(1 + \lambda L_L^M) + \frac{KA}{\dot{M}_B}}.\tag{2.15}$$

Aus (2.13) ist ersichtlich, dass die adiabate Abgastemperatur $T_{A,Adj}$ unabhängig vom Brennstoffstrom \dot{M}_B ist und nur vom Luftfaktor λ und dem Heizwert H^M bestimmt wird. Im

Bild 2.6: $T_A(\lambda)$ bei L_L^M konstantBild 2.7: $T_A(\dot{M}_B)$ bei \dot{Q}_V und λ konstantBild 2.8: $\vartheta_A(\dot{M}_B)$ bei λ konstant und $\dot{Q}_V \sim T_A$

Gegensatz zu H^M lässt sich λ innerhalb bestimmter Grenzen einstellen. Je geringer λ ist und je größer H^M ist, desto höher ist T_A und umgekehrt. Der Zusammenhang zwischen λ und T_A wird durch das Bild 2.6 veranschaulicht. In Bild 2.6 sowie in den nebenstehenden Abbildungen sind die Verhältnisse für zwei Heizwerte H_1^M (durchgehende Kurve) und H_2^M (punktierte Kurve) angegeben, wobei $H_1^M > H_2^M$ ist. Die gestrichelten Linien geben jeweils die adiabate Abgastemperatur an.

Das Bild 2.7 veranschaulicht den Zusammenhang zwischen ϑ_A und \dot{M}_B bei konstanten Wärmeverlusten (Gl.(2.14)). Das Bild 2.8 zeigt dies für temperaturabhängige Wärmeverluste (Gl.(2.15)). Erkennbar ist, dass die Abgastemperatur jeweils nichtlinear mit \dot{M}_B ansteigt und sich für hohe Brennstoffströme der adiabaten Abgastemperatur $T_{A,Adj}$ annähert.

2.2.3 Schlussfolgerungen aus dem statischen Modell

Zusammenfassend ist festzustellen:

1. Ohne Wärmeverluste ist eine Regelung der Abgastemperatur über den Brennstoffstrom \dot{M}_B nicht möglich. Bei einer ϑ_A -Regelung muss der ϑ_A -Messpunkt so gewählt werden, dass die von den Abgasen vorher durchströmte Strecke Wärmeverluste aufweist. Je höher die Wärmeverluste (relativ zur Verbrennungswärme) sind, desto besser ist ϑ_A durch \dot{M}_B beeinflussbar.
2. Ein konstanter Wärmeentzug und temperaturproportionale Wärmeverluste wirken sich ähnlich auf die statische Abgastemperatur aus.
3. Die Abgastemperatur wird neben der Höhe des Brennstoffstroms und dem brennstoffspezifischen Heizwert auch durch den O_2 -Gehalt im Abgas festgelegt. Je höher der O_2 -Gehalt ist, desto niedriger ist die Abgastemperatur. Die maximale Verbrennungstemperatur wird bei stöchiometrischer Verbrennung erreicht.
4. Der O_2 -Gehalt im Abgas ist vom Verhältnis von Brennstoff- und Luftstrom abhängig, und nicht von ihren absoluten Werten. Bei ϑ_A -Regelungen mit der Stellgröße \dot{M}_B lässt sich der unerwünschte Einfluss auf den O_2 -Gehalt vermeiden, wenn der Luftstrom dem veränderten Brennstoffstrom proportional nachgeführt wird.

2.3 Theoretisches Prozessmodell der Pilotanlage

Für simulative Untersuchungen wurde unter folgenden Voraussetzungen ein theoretisches Modell der Pilotanlage formuliert.

- Die Pilotanlage wird gedanklich in Teilmodelle zerlegt, innerhalb derer die Gradienten der physikalischen Größen vernachlässigt sind.
- Als Modellbrennstoff wird Erdgas verwendet, bei dem ggf. eine Zumischung von Inertgasen erfolgt. Von den Verbrennungsreaktionen wird nur die Methanreaktion berücksichtigt, denn sie dominiert die O_2 -Umsetzung und die Wärmefreisetzung.
- Bei der Modellierung des Strahlungswärmeaustauschs wird angenommen, dass die Gase und die Festkörper graue Körper sind.
- Innerhalb der Ausmauerung wird die Wärmeleitung in Längsrichtung vernachlässigt.
- Die Temperaturabhängigkeit von Stoffparametern bleibt unberücksichtigt.
- Eine dynamische Massespeicherung findet nicht statt.

Die Zweckmäßigkeit der Prämissen wird wie folgt begründet.

- Zerlegung in Teilmodelle

Die Pilotanlage ist ein verteiltes System, das sich prinzipiell durch partielle Differentialgleichungen beschreiben lässt. Ihre Verwendung ist jedoch mit Nachteilen verbunden. So ist die Beschreibung instationärer Vorgänge bei verteilten Systemen bereits bei einfachen Konfigurationen kompliziert, bei Systemen höherer Ordnung ist die Lösbarkeit nicht garantiert [130]. In Übereinstimmung mit dem in der Literatur präferierten Vorgehen erfolgt deshalb eine Modellierung über gewöhnliche Differentialgleichungen. Diese Vereinfachung ist Teil des Kompromisses zwischen dem Anspruch auf Modellgültigkeit und den Genauigkeitsforderungen einerseits, und dem Modellierungsaufwand und der Handhabbarkeit des Modells andererseits.

Bei der Nachbildung verteilter Prozesse durch Systeme mit konzentrierten Parametern sind die Anzahl der Teilmodelle und die Bilanzraumgrenzen geeignet festzulegen. In der Literatur werden nur wenige Hinweise zur Bilanzraumwahl gegeben (z.B. [114]).

Das entstandene Modell ist Ergebnis eines iterativen Prozesses bei dem durch Modellvereinfachung und -differenzierung die Modellstruktur und -parameter festgelegt wurden. Zur Modellierung wird die Pilotanlage in zehn miteinander gekoppelte Abschnitte zerlegt. Die Wahl der Abschnittszahl beruht auf einer Abschätzung durch Weichert [196]. Die Brennkammer wird durch drei, der Rohrreaktor durch sechs Abschnitte und der Krümmer durch einen Abschnitt nachgebildet. Jeder Abschnitt enthält wiederum zwölf Teilmodelle, wobei zehn Teilmodelle erster Ordnung zur Nachbildung des Wärmeaustauschs in der Ausmauerung eingesetzt sind. Ein weiteres Teilsystem beschreibt die Vorgänge in der Gasphase und ist von sechster Ordnung. Schließlich beschreibt ein weiteres Teilsystem das Thermoelement

der Temperaturmessung. Das Bild 2.9 zeigt den prinzipiellen Aufbau der ersten beiden Abschnitte.

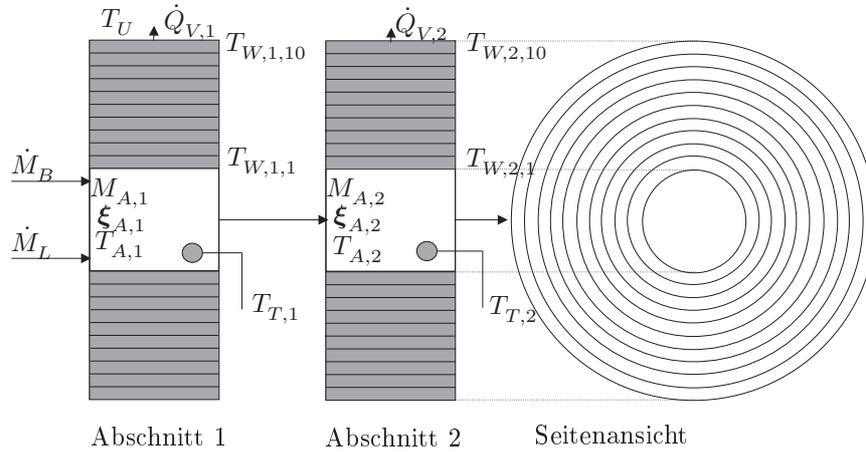


Bild 2.9: Teilmodelle des theoretischen Prozessmodells (Abschnitt 1 und 2)

- Methanverbrennung

Anhand des von Görner [58] angegebenen Arrheniusansatzes lässt sich zeigen, dass die Dynamik der Methanverbrennung



für die hier betrachteten Phänomene vernachlässigbar ist.

Anmerkungen: Zur Vereinfachung der Schreibweise werden die Gaskonzentration in einem Bilanzraum zum massebezogenen Konzentrationsvektor ξ

$$\xi = [\xi_{\text{O}_2} \quad \xi_{\text{CH}_4} \quad \xi_{\text{CO}_2} \quad \xi_{\text{H}_2\text{O}} \quad \xi_{\text{N}_2}]^T \quad (2.17)$$

zusammengefasst, Spurengase werden vernachlässigt. Da die Methanreaktion schnell abläuft, ist sie bereits unmittelbar nach der Mischung von Brennstoff und Luft abgeschlossen. Damit lässt sie sich gedanklich an den Bilanzraumeingang legen, und als geänderte Eingangskonzentration ξ'_{i-1}

$$\xi'_{i-1} = \mathbf{C}^M \xi_{i-1} \quad (2.18)$$

interpretieren (Bild 2.10).

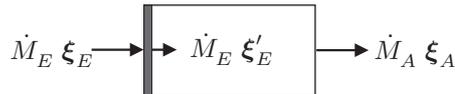


Bild 2.10: Zur Modellierung der Verbrennung

Die Elemente der Umsatzmatrix \mathbf{C}^M sind durch (2.16) sowie die entsprechenden molaren Massen festgelegt. Für die Eingangskonzentration des ersten Abschnitts gilt

$$\xi_0 = \frac{\xi_B \dot{M}_B + \xi_L \dot{M}_L}{\dot{M}_B + \dot{M}_L}. \quad (2.19)$$

- Strahlungswärmeaustausch

Der Wärmeaustausch zwischen Gas und Wand erfolgt durch Wärmeübergang und Strahlung, wobei aus der Literatur bekannt ist, dass der Strahlungsanteil dominiert. In der Literatur (z.B. [32,95,143,162,186,195]) finden sich detaillierte Beschreibungen des Strahlungswärmeaustauschs. Hier wird vereinfachend davon ausgegangen, dass die Gase und Festkörper graue Körper sind, so dass der (Netto-) Wärmeaustausch zwischen zwei Körpern der Temperatur T_1 und T_2 über

$$\dot{Q} = K_S A (T_1^4 - T_2^4) \quad (2.20)$$

gegeben ist. Die Modellannahme grauer Körper enthält zahlreiche vereinfachende Annahmen, besonders in Bezug auf die Gase. So wird bei grauen Körpern vorausgesetzt, dass die Emission und die Absorption unabhängig von der Wellenlänge λ und der Temperatur T sind und keine Richtungscharakteristik vorliegt (Lambert'scher Strahler).

Verbrennungsgase enthalten diatherme (strahlungsdurchlässige) Komponenten wie N_2 und O_2 , aber auch Anteile von CO , CO_2 und H_2O die als Volumenstrahler am Strahlungsaustausch teilnehmen und die sich nur näherungsweise als graue Körper beschreiben lassen (s.a. Abschnitt 5.3).

- Radiale Wärmeleitung

Der Wärmeaustausch zwischen der Gasphase und den Festkörpern (Ausmauerung und Thermoelement) wird folgendermaßen modelliert. Das innerste bzw. das erste Teilsystem der Wand steht durch Wärmeübergang und Strahlung mit dem Gas in Wechselwirkung. Die Temperatur⁵ $T_{W,i,1}$ des 1. Wandteilmodells ergibt sich zu

$$\begin{aligned} \dot{T}_{W,i,1} = \frac{1}{c_W M_{W,i,1}} \left\{ A_{AW,i} [K_{S,AW} (T_{A,i}^4 - T_{W,i,1}^4) + K_{\ddot{U},AW} (T_{A,i} - T_{W,i,1})] \right. \\ \left. - K_{\ddot{U},WW} A_{i,1,2} (T_{W,i,1} - T_{W,i,2}) \right\} \quad i = 1, \dots, 10. \end{aligned} \quad (2.21)$$

Die radiale Wärmeleitung innerhalb der Wand wird durch einen Wärmeübergang zwischen benachbarten Teilmodellen berücksichtigt. Für die Temperatur $T_{W,i,j}$ des 2. bis 9. Wandteilmodells eines Abschnitts i gilt

$$\begin{aligned} \dot{T}_{W,i,j} = \frac{1}{c_W M_{W,i,j}} \left\{ K_{\ddot{U},WW} A_{WW,i,j-1,j} (T_{W,i,j-1} - T_{W,i,j}) \right. \\ \left. - K_{\ddot{U},WW} A_{WW,i,j,j+1} (T_{W,i,j} - T_{W,i,j+1}) \right\}, \quad i = 1, \dots, 10 \quad j = 2, \dots, 10. \end{aligned} \quad (2.22)$$

Alle Teilmodelle besitzen eine identische und temperaturunabhängige Wärmekapazität c_W , die Wärmeübergangskoeffizienten $K_{\ddot{U},WW}$ stimmen ebenfalls überein. Die Wärmeverluste an die Umgebung erfolgen über das jeweils äußerste (10.) Wandteilmodell eines Abschnitts. Dessen Temperatur ergibt sich aus der Differenz zwischen dem Wärmezufuss aus dem 9.

⁵Der Index j läuft vom inneren $j = 1$ zum äußeren Wandmodell $j = 10$. Der Index i steht für den Abschnitt, beim vordersten Abschnitt ist $i = 1$, beim letzten $i = 10$.

Wandteilmodell und dem Wärmeabfluss an die Umgebung

$$\begin{aligned} \dot{T}_{W,i,10} = \frac{1}{c_W M_{W,i,10}} \left\{ -A_{WU,i} [K_{S,WU}(T_{W,i,10}^4 - T_U^4) + K_{\ddot{U},WU}(T_{W,i,10} - T_U)] \right. \\ \left. + K_{\ddot{U},WW} A_{WW,i,9,10}(T_{W,i,9} - T_{W,i,10}) \right\} \quad i = 1, \dots, 10. \end{aligned} \quad (2.23)$$

Das Teilmodell für die Gasphase umschließt das Teilmodell des Thermoelements. Die Abgastemperatur im Abschnitt i ergibt sich zu

$$\begin{aligned} \dot{T}_{A,i} = \frac{1}{c_i M_{A,1}} \left\{ c_{i-1} \dot{M}_A T_{A,i-1} - c_i \dot{M}_A T_{A,i} + (\xi_{CH_4,i-1} - \xi_{CH_4,i-1}) H^M \dot{M}_A \right. \\ - A_{AW,i} [K_{S,AW}(T_{A,i}^4 - T_{W,i,1}^4) + K_{\ddot{U},AW}(T_{A,i} - T_{W,i,1})] \\ \left. - A_{AT,i} [K_{S,AT}(T_{A,i}^4 - T_{T,i}^4) + K_{\ddot{U},AT}(T_{A,i} - T_{T,i})] \right\} \quad i = 1, \dots, 10. \end{aligned} \quad (2.24)$$

Die mittlere Wärmekapazität des Gasgemischs errechnet sich aus den Wärmekapazitäten der Einzelkomponenten

$$c_i = \mathbf{c}^T \boldsymbol{\xi}_i \quad \text{mit} \quad \mathbf{c}^T = [c_{O_2} \quad c_{CH_4} \quad c_{CO_2} \quad c_{H_2O} \quad c_{N_2}]. \quad (2.25)$$

Die Temperatur der Thermoelemente ist gegeben durch

$$\dot{T}_{T,i} = \frac{1}{c_T M_{T,i}} \left\{ A_{AT,i} [K_{S,AT}(T_{A,i}^4 - T_{T,i}^4) + K_{\ddot{U},AT}(T_{A,i} - T_{T,i})] \right\} \quad i = 1, \dots, 10. \quad (2.26)$$

- Temperaturabhängigkeit

Die spezifische Wärmekapazität von Ausmauerung und Gas wird als temperaturunabhängig angesehen. Der Hauptbestandteil der Gase ist Stickstoff N_2 , dessen Wärmekapazität im interessierenden Temperaturbereich (ca. 500-1800 °C) näherungsweise konstant ist [176].

- Einfluss der Massespeicherung

Ändert sich die Eingangskonzentrationen der Gase $\boldsymbol{\xi}_{i-1}$ ergibt sich die Ausgangskonzentration zu

$$\dot{\boldsymbol{\xi}}_{A,i} = \frac{\dot{M}_A}{M_{A,i}} (\boldsymbol{\xi}_{A,i-1} - \boldsymbol{\xi}_{A,i}). \quad (2.27)$$

Der Abgasmassenstrom ergibt sich aus der Summe von Brennstoff- und Luftstrom. Die Gasmasse $M_{A,i}$ ist abhängig von der Gastemperatur und der Zusammensetzung. Vereinfachend wird hier von einer abschnittsweise konstanten Gasmasse ausgegangen. Ihr Wert bestimmt sich aus der mittleren Temperatur und Zusammensetzung.

Implementierung des theoretischen Prozessmodells

Das theoretische Prozessmodell lässt sich in folgender Form angeben

$$\begin{aligned} \dot{\mathbf{x}} &= \mathbf{A}(\mathbf{x}, \mathbf{u}, \Phi) \mathbf{x} + \mathbf{B}(\mathbf{x}, \mathbf{u}, \Phi) \mathbf{u} \quad \text{mit} \quad \mathbf{x}(0) = \mathbf{x}_0 \\ \mathbf{y} &= \mathbf{C} \mathbf{x}. \end{aligned} \quad (2.28)$$

Der Eingangsvektor \mathbf{u} besteht aus dem Brennstoffstrom \dot{M}_B , dem Luftstrom \dot{M}_L und der ebenfalls veränderlichen Brennstoffzusammensetzung ξ_B

$$\mathbf{u} = [\dot{M}_B, \dot{M}_L, \xi_B]^T. \quad (2.29)$$

Die Zustandsgrößen \mathbf{x} setzen sich aus der Gastemperatur $T_{A,i}$, den Wandtemperaturen $T_{W,i,j}$, der Thermoelementtemperatur $T_{T,i}$ sowie der Gaszusammensetzung ξ_i in jedem Abschnitt i zusammen

$$\mathbf{x} = [T_{A,i}, T_{W,i,j}, T_{T,i}, \xi_i]^T \text{ für } i, j = 1 \dots 10. \quad (2.30)$$

Die Dimension des Zustandsvektors beträgt 170. Der Ausgangsvektor \mathbf{y} ergibt sich direkt aus den Zustandsgrößen, die Modellparameter Φ sind durch Geometrie- und Stoffparameter gegeben.

Die Simulation des theoretischen Prozessmodells erfolgte mit Hilfe von Matlab/Simulink [16, 72]. Die Differentialgleichungen des Prozessmodells sind dabei als sog. *s-function* implementiert und werden numerisch gelöst. Der Übergang zu Differenzgleichungen erfolgt implizit durch die Software, explizit vorgebar ist das Integrationsverfahren. Im Fall dieses Modells haben sich die für steife Systeme konzipierten Verfahren (z.B. „ode15s“) bewährt.

Bewertung des theoretischen Prozessmodells

Die Pilotanlage ging aus einer Vorgängeranlage (Bild 2.11) hervor. In der später bestätigten Annahme, dass sich beide Anlagen im qualitativen Verhalten ähneln, wurden zur Modellentwicklung an der Vorgängeranlage Versuche durchgeführt. Eingangsseitig wurden der Brennstoff- und Luftvolumenstrom \dot{V}_B und \dot{V}_L (bzw. die thermische Leistung P_{th} und die Luftzahl λ) variiert. Gemessen wurden die Gastemperaturen ϑ_A entlang der Anlagenlänge x und der O₂-Gehalt. Die bei diesen Untersuchungen erkannten Phänomene werden nachfolgend beschrieben.

Entlang der Strömungsrichtung bildet sich ein arbeitspunktabhängiges Gastemperaturprofil aus. Die Bilder 2.12 bis 2.14 zeigen drei typische Beispiele. Bei diesen Abbildungen stellen die Kreise die eigentlichen Messpunkte dar, die Zwischenwerte sind durch eine Splineinterpolation⁶ gewonnen. Das stationäre Anfangstemperaturprofil ist jeweils mit einer gestrichelten Kurve markiert, den zeitlichen Verlauf zeigen die durchgehenden Kurven.

Das Bild 2.12 zeigt den örtlichen Temperaturverlauf zu ausgewählten Zeitpunkten, wenn die Leistung bei konstantem Luftfaktor angehoben wird ($\lambda = 1,1$ P_{th} von 300 auf 400 KW). Zu beobachten ist ein relativ gleichmäßiges Ansteigen von ϑ_A über der gesamten Anlagenlänge x . Das Bild 2.13 zeigt das ϑ_A -Profil, wenn bei konstantem Brennstoffstrom der Luftstrom erhöht wird, und infolge dessen der O₂-Gehalt ansteigt ($P_{th} = 400$ KW, λ von 1,1 auf 1,6). Es ist ersichtlich, dass im vorderen Bereich ϑ_A schnell und deutlich absinkt. Die Temperaturabnahme schwächt sich zunehmend ab, und kehrt sich im hinteren Bereich temporär

⁶Verwendet wurde die Funktion *spline* aus dem Softwareprogramm Matlab. Sie interpoliert die Temperaturwerte anhand der gemessenen Stützstellen auf der Basis eines Polynoms 3. Ordnung.

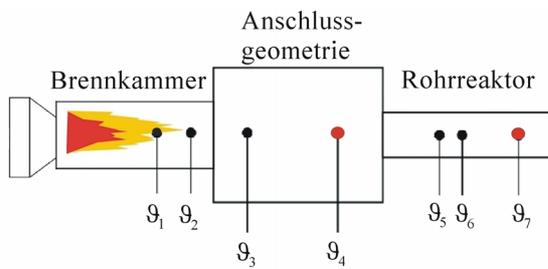
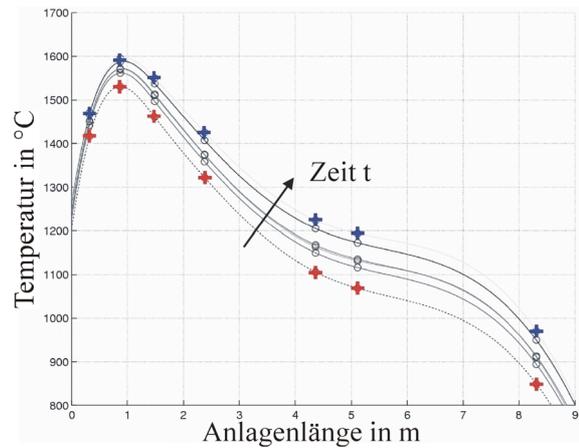
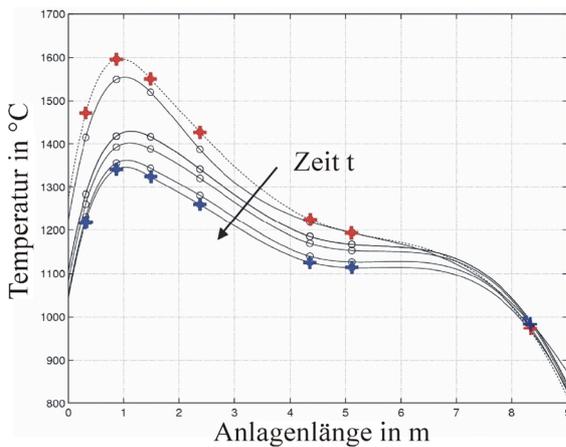
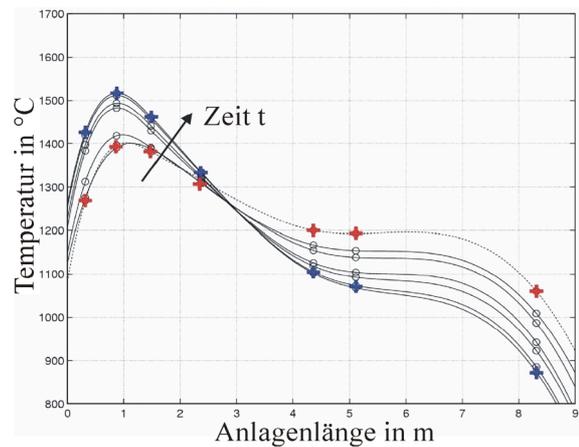


Bild 2.11: Aufbau der Vorgängeranlage

Bild 2.12: ϑ_A -Profil bei P_{th} -Anstieg, VorgängeranlageBild 2.13: ϑ_A -Profil bei λ -Anstieg, VorgängeranlageBild 2.14: ϑ_A -Profil bei P_{th} - und λ -Anstieg, Vorgängeranlage

um. Dort steigt die Gastemperatur zunächst an, und nähert sich dann ihrem niedrigeren stationären Wert, d.h. es liegt ein Allpassverhalten vor (s.a. Bild 2.17).

In Bild 2.14 ist die Überlagerung zweier gegensätzlicher Reaktionen dargestellt. Gleichzeitig wurden die Leistung (Brennstoffstrom) und der O_2 -Gehalt erhöht (P_{th} von 400 auf 500 KW, λ von 1,1 auf 1,6). Ein alleiniger Leistungsanstieg führt zu einem gleichmäßigen Ansteigen des ϑ_A -Profils (Bild 2.12). Ein Ansteigen des Luftfaktors ist mit einem schnellen Absinken von ϑ_A im verbrennungsnahen Bereich verbunden (Bild 2.13). Das Bild 2.14 zeigt ein Absinken von ϑ_A im vorderen und eine Ansteigen im hinteren Bereich.

Die Bilder 2.15 bis 2.18 stellen typische Temperaturverläufe beider Anlagen dar. Die Kurvenverläufen stehen jeweils für eine in Brennernähe und eine mit größerer Entfernung gemessene und damit niedrigere Abgastemperatur. Übereinstimmend ist erkennbar, dass zunächst stets eine schnelle Reaktion der Abgastemperatur erfolgt, die dann von einer relativ langsamen Reaktion abgelöst wird. Bei den brennernahe gemessenen Temperaturen laufen die schnelle und die langsame Reaktion mit gleicher Richtung ab, bei den brennerfernen

Temperaturen tritt dagegen u.U. ein Allpassverhalten auf.

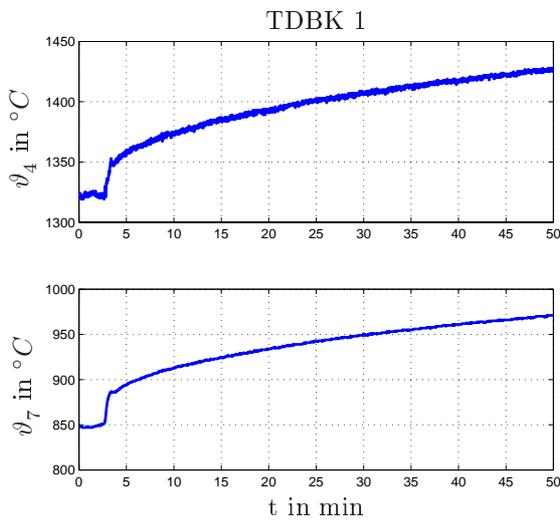


Bild 2.15: Abgastemperatur bei Leistungsanstieg TDBK 1

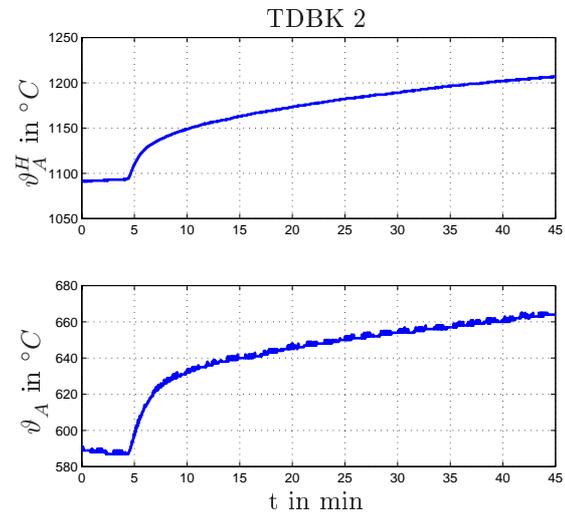


Bild 2.16: Abgastemperatur bei Leistungsanstieg TDBK 2

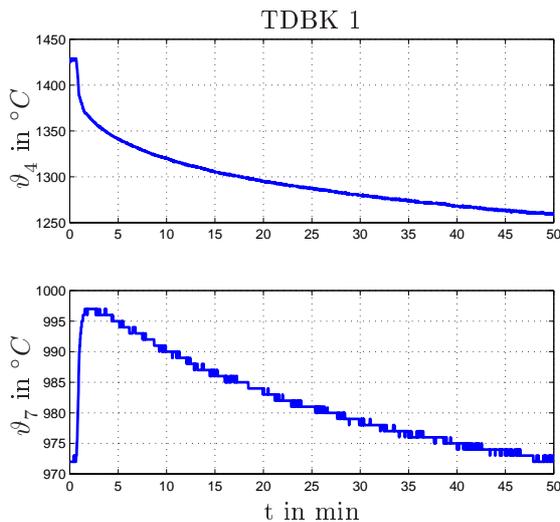


Bild 2.17: Abgastemperatur bei λ -Anstieg TDBK 1

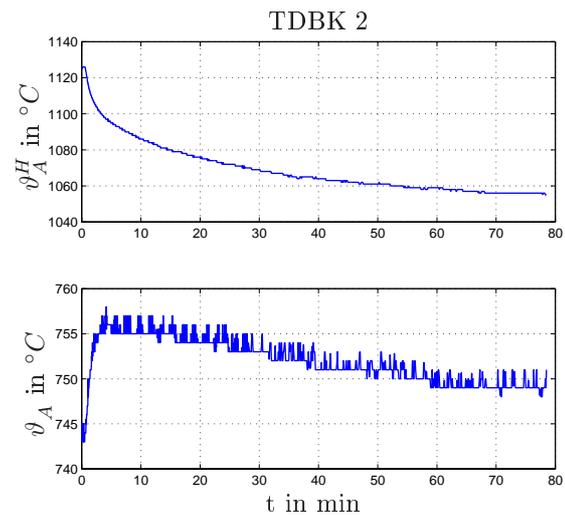


Bild 2.18: Abgastemperatur bei λ -Anstieg TDBK 2

Das Ziel der theoretischen Modellierung war eine zumindest qualitativ richtige Nachbildung der soeben beschriebenen Phänomene:

1. Es bildet sich ein Längstemperturprofil mit einem Maximum im vorderen Brennkammerbereich heraus.
2. Die Reaktion der Gastemperatur setzt sich aus einem schnellen und einem langsamen Anteil zusammen. Bei einer Approximation über Verzögerungsglieder erster Ordnung liegen die Zeitkonstanten der Einzelvorgänge im Sekunden- bzw. Minutenbereich (z.B. $T_1 = 30$ s und $T_2 = 30$ min).

3. Erfolgt aus dem stationären Zustand heraus bei konstantem O_2 -Gehalt eine Leistungsänderung, verschiebt sich das Temperaturprofil relativ gleichmäßig.
4. Wird im stationären Zustand bei konstanter Leistung der Luftstrom erhöht, ergeben sich die deutlichsten Temperaturänderungen im vorderen Anlagenbereich. Mit zunehmender Anlagenlänge verringert sich die Temperaturänderung und es kann ein Allpassverhalten auftreten.
5. Das statische und dynamische Prozessverhalten ist arbeitspunktabhängig.
6. Die O_2 -Dynamik wird durch Vermischungs- und Transportvorgänge bestimmt, während die ϑ_A -Dynamik durch den Wärmeaustausch mit der Ausmauerung festgelegt ist.

Das theoretische Prozessmodell bildet diese Phänomene nach. Eine gute quantitative Übereinstimmung von Messung und Modellierung ist erzielbar, wenn die gemessenen Prozessgrößen zur Anpassung der Modellparameter Φ herangezogen werden. Ein Beispiel zeigen die Bilder 2.20 und 2.21, die simulierte und gemessene Kurvenverläufe gegenüberstellen, wenn die Eingangsgrößen wie in Bild 2.19 geändert werden (konstanter Luftfaktor $\lambda = 1,4$ und P_{th} von 300 auf 400 KW).

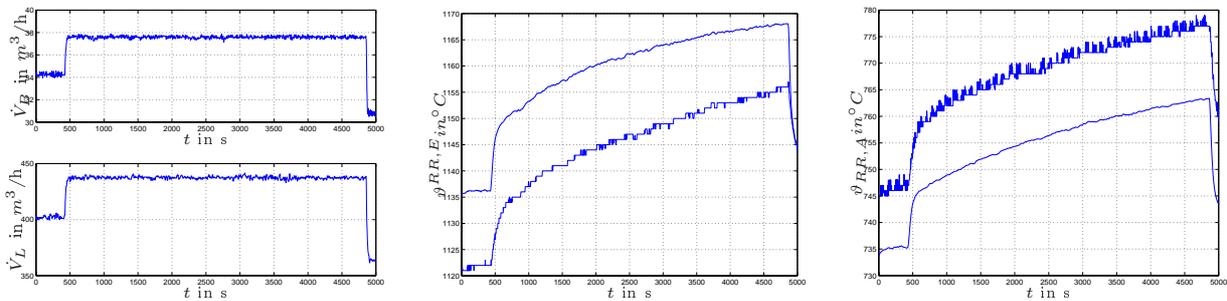


Bild 2.19: Eingangsgrößen \dot{V}_B und \dot{V}_L

Bild 2.20: Simulierter (oben) und realer Verlauf von $\vartheta_{RR,E}$

Bild 2.21: Simulierter (unten) und realer Verlauf von $\vartheta_{RR,A}$

Verglichen werden die Temperaturen am Beginn und am Ende des Rohrreaktors (die späteren Regelgrößen ϑ_A^H und ϑ_A). Das Beispiel zeigt eine hohe Übereinstimmung zwischen dem simulierten und dem gemessenen Temperaturverhalten. Der absolute Fehler liegt im Bereich von 10 bis 15 K, das entspricht einem relativen Fehler von weniger als 1,5%.

Anmerkungen: Bezüglich der bei theoretischen Modellen erreichbaren Güte wird von Görner folgendes festgestellt. Die Modellierung technischer Verbrennungssysteme wird dadurch erschwert, dass bei der Verbrennung komplexe Wechselwirkungen einer großen Anzahl von Zustandsgrößen auftreten [59]. Zudem ist eine ideale Übereinstimmung von Prozess und Realität u.a. auch wegen der bei Verbrennungen vorliegenden stochastischen Teilprozesse nicht erzielbar [58]. Weitere limitierende Faktoren sind eine ungenaue Prozesskenntnis, sowie die Notwendigkeit, komplexe Zusammenhänge näherungsweise zu beschreiben.

Generell erschweren die für die Verfahrenstechnik typischen ausgedehnten, stark vermaschten und nichtlinearen Prozesse mit vielen Parametern sowie einer großen Anzahl meist unbekannter Störungen eine präzise Modellierung [34].

2.4 Regelungsstruktur und Entwurfsmodelle

Der Aufbau der ϑ_A - O_2 -Regelung für die Pilotanlage besteht in der Lösung der Aufgaben:

- Auswahl und Zuordnung der Stell- und Regelgrößen,
- Festlegung der Regelungsstruktur und des Reglertyps,
- Ermittlung der Entwurfsmodelle (Struktur und Parameter) und
- Entwurf und Test der Regler.

Der Entwurf der Regelungen erfolgt in Kapitel 3, und die Validierung der Regler wird in Kapitel 4 diskutiert.

Messorte und Regelungsstrukturen sowie Zuordnung der Stell- und Regelgrößen

Die Messstellen von ϑ_A und O_2 -Gehalt sind so festzulegen, dass die regelungstechnischen Verhältnisse denen üblicher Anlagen ähneln und eine Übertragbarkeit der Lösungen gewährleistet ist. Die Regelgröße ϑ_A wird am Ende des Rohrreaktors gemessen. Dort haben die Abgase eine längere Strecke mit Wärmeverlusten durchströmt, so dass ihre Regelung über den Brennstoffstrom möglich ist. Die Verbrennung ist am Ende der Brennkammer weitgehend abgeschlossen, so dass sich im nachfolgenden Bereich der O_2 -Gehalt nicht mehr ändert. Die O_2 -Messung erfolgt deshalb am Beginn des Rohrreaktors (Bild 2.2).

Für die Zuordnung von Stell- und Regelgrößen bei Mehrgrößenprozessen wird von Raske [149] ein systematisches Verfahren vorgestellt, das auf der Auswertung der statischen Verstärkungsmatrix \mathbf{K}_S beruht, die an einem Arbeitspunkt den statischen Zusammenhang zwischen den Stell- und Regelgrößen beschreibt (s.a. Korn und Jumar [89]). Dieser Weg wird jedoch nicht begangen, denn über die theoretische Modellierung sind die Kopplungen zumindest qualitativ bekannt. Übereinstimmend mit der üblichen Wahl wird hier der Brennstoffstrom \dot{V}_B der Abgastemperatur ϑ_A , und der Luftstrom \dot{V}_L dem O_2 -Gehalt zugeordnet.

Der Brennstoffstrom \dot{V}_B beeinflusst jedoch auch den O_2 -Gehalt und der Luftstrom \dot{V}_L die Abgastemperatur ϑ_A . Die Kopplung $\dot{V}_B \rightarrow O_2$ ist statisch und lässt sich (aus Sicht der Regler) durch eine Entkopplung vollständig unterdrücken (Bild 2.22)

$$\begin{aligned} \dot{V}_L &= K_{LB}^V u_1 + u_2 \text{ mit } K_{LB}^V = \lambda L_L^V \\ \dot{V}_B &= u_1. \end{aligned} \quad (2.31)$$

Die Wirkungsweise dieser Entkopplung ist an den jeweiligen O_2 - bzw. λ -Arbeitspunkt gebunden. Später wird in Abschnitt 4.2 eine Adaption des Luft-/Brennstoffverhältnisses K_{LB}^V vorgestellt, die diesen Nachteil behebt.

Für die Kopplung $\dot{V}_L \rightarrow \vartheta_A$ spielt wiederum der Wärmeaustausch zwischen Gas und Ausmauerung eine entscheidende Rolle. Sie hängt vom Arbeitspunkt, der Position der ϑ_A -Messung und dem Vorzeichen der \dot{V}_L -Änderung ab.

Modell- und Regelungsstruktur

Die Strukturen von Entwurfsmodell und Regelung sind eng verknüpft. Für die Pilotanlage wird die Konfiguration von Bild 2.22 gewählt. Die Brennkammer wird durch eine p-kanonische Struktur mit vier Übertragungsfunktionen von erster und zweiter Ordnung beschrieben [205]. Alternative v-kanonische Strukturen erwiesen sich als unzweckmäßig. Erfolgt bereits bei der Modellerstellung eine vollständige einseitige Entkopplung, entfällt die Berücksichtigung von G_{21} , denn G_{21} ist dann stets Null. Das Verhalten der Temperaturregelstrecke wird durch zwei Übertragungsfunktionen G_{11} und G_1 beschrieben. G_{11} bildet das Verhalten der Brennkammer nach, G_1 das des Rohrreaktors. Über die Modellierung durch zwei Übertragungsfunktionen lässt sich eine kaskadierte Temperaturregelung (kurz ϑ_A - ϑ_A^H -Regelung) aufbauen. Durch die unterlagerte Temperaturregelung sind die Wirkungen von Störungen oder verfahrenstechnischen Primärmaßnahmen schneller erfassbar, als bei den üblichen einschleifigen ϑ_A -Regelungen.

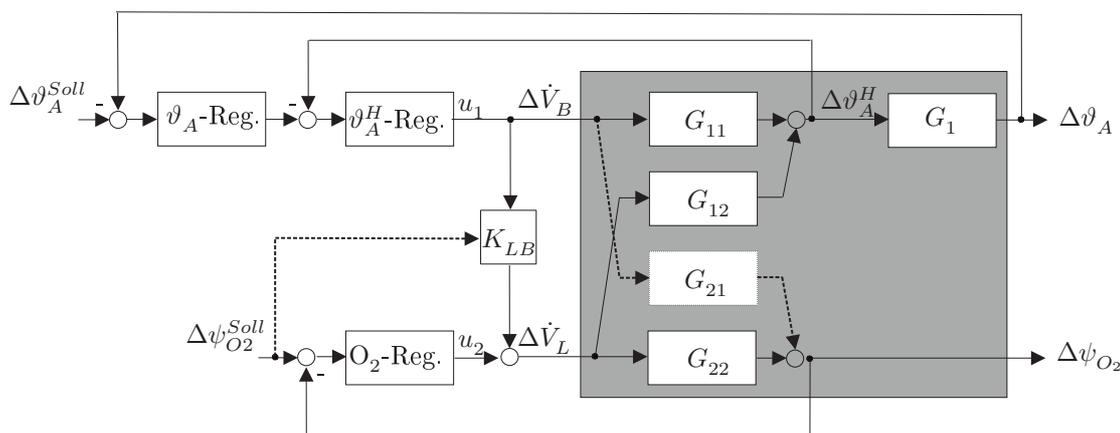


Bild 2.22: Aufbau der kaskadierten ϑ_A - ϑ_A^H - O_2 -Regelung

Wahl der Entwurfsmodelle

Bei O_2 -Regelstrecken treten Vermischungs- und Transportvorgänge auf, so dass sie durch PTN-Modelle (ggf. auch mit einer zusätzlichen Totzeit) beschreibbar sind. In dieser Arbeit werden PT2-Modelle eingesetzt.

Zu Beschreibung von ϑ_A -Regelstrecken werden in der Literatur PT1-Modelle (mit und ohne Totzeit) eingesetzt. Mit diesen Modellen gelingt hier jedoch keine adäquate Beschreibung. Deshalb wurde ausgehend von der theoretischen Modellierung ermittelt, welche Effekte für das Temperaturverhalten ausschlaggebend sind, und welche Modellstrukturen zweckmäßig sind.

Hierzu wurde das theoretische Modell von Abschnitt 2.3 schrittweise solange vereinfacht, bis das qualitative Temperaturverhalten gerade noch nachgebildet wurde. Auf diese Weise entstand ein reduziertes Modell mit einem Abschnitt für die Brennkammer einem zweiten Abschnitt für den Rohrreaktor (Bild 2.23). Die Regelgrößen ϑ_A bzw. die Hilfsregelgröße ϑ_A^H

sind die mittels Thermoelement gemessenen Gastemperaturen $T_{T,2}$ und $T_{T,1}$.

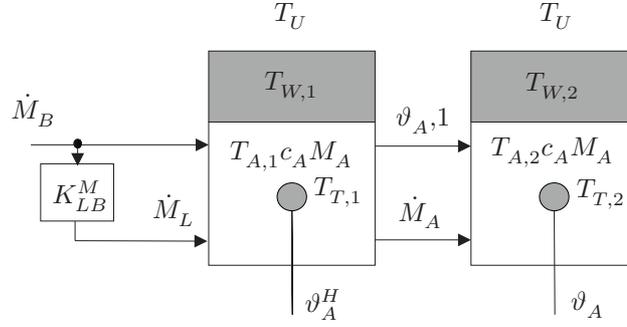


Bild 2.23: Reduziertes Modell zur Ableitung der Struktur von ϑ_A -Strecken

Die radiale Wärmeleitung innerhalb der Ausmauerung ist für das prinzipielle Temperaturverhalten nicht ausschlaggebend, denn sie wird im reduzierten Modell nur durch ein Teilmodell nachgebildet.

Die Gastemperaturen in den Abschnitten eins und zwei $T_{A,1}$ und $T_{A,2}$, die Wandtemperaturen $T_{W,1}$ und $T_{W,2}$ und die gemessenen Gastemperaturen $T_{T,1}$ und $T_{T,2}$ sind gegeben durch⁷

$$\begin{aligned} \dot{T}_{A,1} &= \frac{1}{c_A M_A} \left\{ c_A (1 + \lambda L_L^M) \dot{M}_B (T_E - T_{A,1}) + H^M \dot{M}_B - A_{AW} [K_{S,AW} (T_{A,1}^4 - T_{W,1}^4) \right. \\ &\quad \left. + K_{\ddot{U},AW} (T_{A,1} - T_{W,1})] - A_{AT} [K_{S,AT} (T_{A,1}^4 - T_{T,1}^4) + K_{\ddot{U},AT} (T_{A,1} - T_{T,1})] \right\}, \\ \dot{T}_{W,1} &= \frac{1}{c_W M_W} \left\{ A_{AW} [K_{S,AW} (T_{A,1}^4 - T_{W,1}^4) + K_{\ddot{U},AW} (T_{A,1} - T_{W,1})] - A_{WU} [K_{S,WU} (T_{W,1}^4 - T_U^4) \right. \\ &\quad \left. - K_{\ddot{U},WU} (T_{A,1} - T_U)] \right\}, \\ \dot{T}_{T,1} &= \frac{1}{c_T M_T} \left\{ A_{AT} [K_{S,AT} (T_{A,1}^4 - T_{T,1}^4) + K_{\ddot{U},AT} (T_{A,1} - T_{T,1})] \right\} \end{aligned} \quad (2.32)$$

sowie

$$\begin{aligned} \dot{T}_{A,2} &= \frac{1}{c_A M_A} \left\{ c_A (1 + \lambda L_L^M) \dot{M}_B (T_{A,1} - T_{A,2}) - A_{AW} [K_{S,AW} (T_{A,2}^4 - T_{W,2}^4) + K_{\ddot{U},AW} (T_{A,2} - T_{W,2})] \right. \\ &\quad \left. - A_{AT} [K_{S,AT} (T_{A,2}^4 - T_{T,2}^4) + K_{\ddot{U},AT} (T_{A,2} - T_{T,2})] \right\}, \\ \dot{T}_{W,2} &= \frac{1}{c_W M_W} \left\{ A_{AW} [K_{S,AW} (T_{A,2}^4 - T_{W,2}^4) + K_{\ddot{U},AW} (T_{A,2} - T_{W,2})] - A_{WU} [K_{S,WU} (T_{W,2}^4 - T_U^4) \right. \\ &\quad \left. - K_{\ddot{U},WU} (T_{A,2} - T_U)] \right\} \quad \text{und} \\ \dot{T}_{T,2} &= \frac{1}{c_T M_T} \left\{ A_{AT} [K_{S,AT} (T_{A,2}^4 - T_{T,2}^4) + K_{\ddot{U},AT} (T_{A,2} - T_{T,2})] \right\}. \end{aligned} \quad (2.33)$$

Bei der Linearisierung von (2.32) und (2.33) ergeben sich in beiden Abschnitten jeweils drei Verzögerungsglieder erster Ordnung (Bild 2.24). Im Vorwärtszweig befindet sich das

⁷Es wird angenommen, dass jeweils die Oberfläche zwischen Gas und Wand A_{AW} und zwischen Gas und Thermoelement A_{AT} sowie die Masse der Gase M_A , der Thermoelemente M_T und der Wandabschnitte M_W identisch sind ($A_{AW,1} = A_{AW,2} = A_{AW}$, $A_{AT,1} = A_{AT,2} = A_{AT}$, ...).

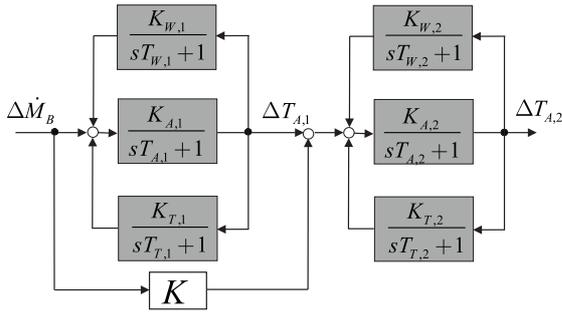
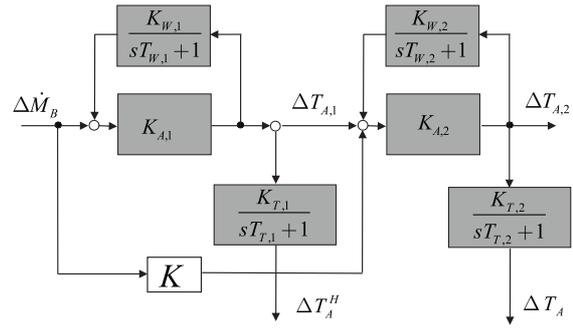
Bild 2.24: Zur Struktur der Entwurfsmodelle von ϑ_A - ϑ_A^H -Regelungen

Bild 2.25: Zur Deutung der PDT1- und PDT2-Struktur der Entwurfsmodelle

PT1-Glied zur Beschreibung der Gasphase, auf dessen Eingang die PT1-Glieder der Ausmauerung und des Thermoelements mit positiver Rückkopplung wirken. Für das Übertragungsverhalten zwischen dem Brennstoffstrom $\Delta \dot{M}_B$ und der (mittels Thermoelement gemessenen) Abgastemperatur $\Delta T_{T,1}$ ergibt sich durch Zusammenfassen

$$G_{11}(s) = \frac{\Delta T_{T,1}}{\Delta \dot{M}_B} = \frac{\Delta T_A^H}{\Delta \dot{M}_B} \quad (2.34)$$

$$= \frac{K_{A,1}K_{T,1}(sT_{W,1} + 1)}{(sT_{W,1} + 1)[(sT_{T,1} + 1)(sT_{A,1} + 1) - K_{A,1}K_{T,1}] - K_{A,1}K_W(sT_{T,1} + 1)}$$

Es wird deutlich, dass die Zeitkonstante der Ausmauerung $T_{W,1}$ in den Zähler der Übertragungsfunktion rückt. Für die Beziehung zwischen den Temperaturen $\Delta T_{T,1}$ und $\Delta T_{T,2}$ bzw. den Regelgrößen $\Delta \vartheta_A^H$ und $\Delta \vartheta_A$ wird erhalten

$$G_1(s) = \frac{\Delta T_{T,2}}{\Delta T_{T,1}} = \frac{\Delta \vartheta_A}{\Delta T_A^H} \quad (2.35)$$

$$= \frac{K_{T,2}K_{A,2}(sT_{W,2} + 1)(sT_{T,1} + 1)}{K_{T,1} \{ (sT_{W,2} + 1)[(sT_{A,2} + 1)(sT_{T,2} + 1) - K_{A,2}K_{T,2}] - K_{A,2}K_{W,2}(sT_{T,2} + 1) \}}$$

Die Übertragungsfunktion von (2.35) ist ebenfalls dritter Ordnung, sie enthält im Zähler jedoch neben der Zeitkonstante der Ausmauerung im zweiten Abschnitt $T_{W,2}$ zusätzlich die Zeitkonstante des Thermoelements $T_{T,1}$. Hieraus ist zu schlussfolgern, dass Entwurfsmodelle von ϑ_A -Regelstrecken mindestens eine Zählerzeitkonstante aufweisen.

Zur Überprüfung der Streckenstrukturen von (2.34) und (2.35) wurden anhand von Prozessdaten arbeitspunktbezogene Modelle ermittelt, indem die Regelstrecken (soweit an der Pilotanlage technisch möglich) sprungförmig angeregt wurden. Anhand der gemessenen Ein- und Ausgangsgrößen $u(t)$ und $y(t)$, die als hinreichend dicht abgetastete Signalfolgen u_k und y_k vorliegen, wurden für vorgegebene Modellstrukturen die Parameter Φ so bestimmt, dass die Summe der Ausgangsfehler minimal wird

$$\sum_{k=1}^M |y_k - y_{k,Mod}(u_k, \Phi)| \stackrel{!}{=} \underset{\Phi}{\text{Min.}} \quad (2.36)$$

Durch die Variation der Ordnung von Zähler und Nenner, konnte die Abhängigkeit des summierten Ausgangsfehlers in Abhängigkeit von der Modellstruktur bestimmt werden. Dabei wurde der Trend erkennbar, dass bereits bei einer geringen Modellordnung von 1 oder 2 eine befriedigende Approximation der Messergebnisse erzielt wird, und die Modellgüte mit höherer Modellordnung nicht signifikant zunimmt. Zur Beschreibung der Regelstrecke des inneren Regelkreises erwiesen sich Modelle mit zwei Nenner- und einer Zählerzeitkonstante (PDT2-Struktur)

$$\frac{\Delta\vartheta_A^H(s)}{\Delta\dot{M}_B(s)} = \frac{K_S(sT_D + 1)}{(sT_1 + 1)(sT_2 + 1)} \quad (2.37)$$

als geeignet, während das Verhalten zwischen der Hilfsregelgröße ϑ_A^H und der Regelgröße ϑ_A am besten durch Modelle mit jeweils einer Zeitkonstante im Zähler und im Nenner (PDT1-Struktur)

$$\frac{\Delta\vartheta_A^H(s)}{\Delta\vartheta_A(s)} = \frac{K_S(sT_D + 1)}{(sT_1 + 1)} \quad (2.38)$$

nachgebildet wird. Beispiele für die Nachbildung gemessener Kurvenverläufe über PDT1- und PDT2-Modell zeigen die Bilder 2.26 und 2.27.

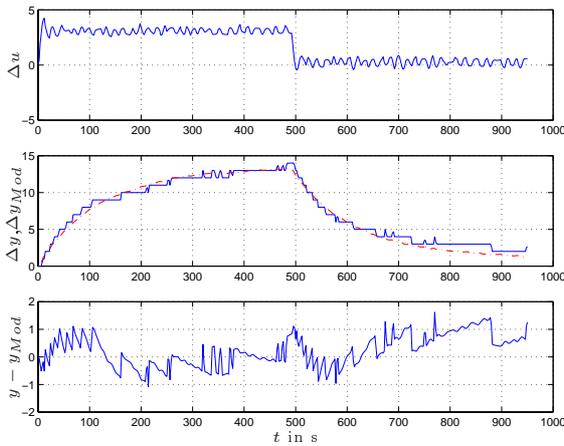


Bild 2.26: Approximation über ein PDT2-Modell $G_{11}(s) = \frac{\Delta\vartheta_A^H}{\Delta u_1} = K \frac{sT_D + 1}{(sT_1 + 1)(sT_2 + 1)}$

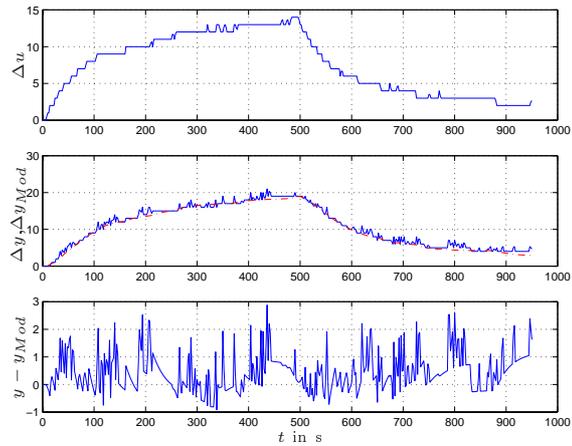


Bild 2.27: Approximation über ein PDT1-Modell $G_1(s) = \frac{\Delta\vartheta_A}{\Delta\vartheta_A^H} = K \frac{sT_D + 1}{sT_1 + 1}$

Das Bild 2.28 zeigt den bisher nicht näher betrachteten Einfluss des Luftstroms und auf die Abgastemperatur ϑ_A^H . Es ist erkennbar, dass auch hier die PDT2-Modelle die Messungen gut approximieren.

$$\frac{\Delta\vartheta_A^H(s)}{\Delta\dot{M}_L(s)} = \frac{K(sT_D + 1)}{(sT_1 + 1)(sT_2 + 1)}. \quad (2.39)$$

Die PDT1- bzw. PDT2-Strukturen lassen sich unter bestimmten Annahmen aus dem reduzierten Prozessmodell (Bild 2.24) ableiten. Wie auch bei zahlreichen anderen Verbrennungsanlagen ist die Gasdynamik an der Pilotanlage wesentlich schneller als die Dynamik

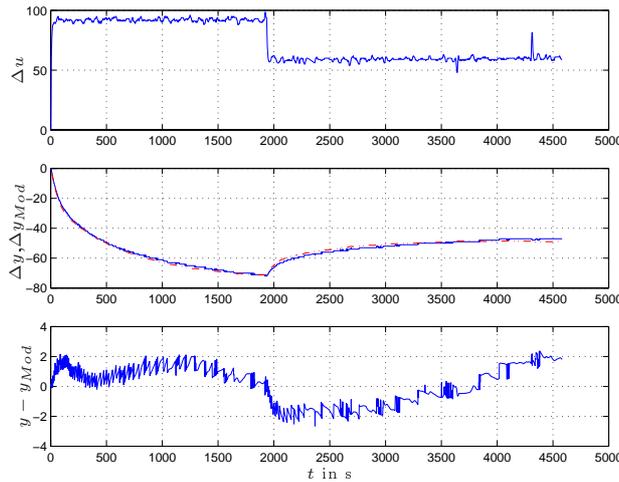


Bild 2.28: Approximation mittels PDT2-Modell $G_{12} = \frac{\Delta T_A^H}{\Delta \dot{M}_L} = K \frac{sT_D+1}{(sT_1+1)(sT_2+1)}$

der Thermoelemente. Ihre Dynamik ist wiederum schnell gegenüber der Wanddynamik. Für die Zeitkonstanten der Gas-, Thermoelement- und Wanddynamik gilt somit

$$T_A \ll T_T \ll T_W. \quad (2.40)$$

Entfallen im Schema von Bild 2.24 die Zeitkonstanten der Gasdynamik ($T_{A,1}=T_{A,2} = 0$), verbleiben im Vorwärtszweig die Verstärkungen $K_{A,1}$ und $K_{A,2}$ (Bild 2.25). Im Schema von Bild 2.24 besitzt das Thermoelement über den unteren Rückführzweig einen Einfluss auf die Gastemperatur. Aufgrund des hohen Gasdurchsatzes beeinflussen die Thermoelemente die Gastemperatur tatsächlich jedoch nur gering, so dass dieser Rückführzweig vernachlässigbar ist (Bild 2.25).

Wird nun das Übertragungsverhalten zwischen dem Brennstoffstrom $\Delta \dot{M}_B$ und der gemessenen Abgastemperatur $\Delta \vartheta_A^H$ bestimmt, ergibt sich eine PDT2-Struktur. Das Übertragungsverhalten zwischen den Regelgrößen $\Delta \vartheta_A^H$ und $\Delta \vartheta_A$ wird dagegen durch ein PDT1-Glied nachgebildet, wenn angenommen werden kann, dass die Zeitkonstanten beider Thermoelemente näherungsweise gleich sind ($T_{T,1} \approx T_{T,2}$). Physikalisch beschreibt ein PDT1-Modell dann die Dynamik des Wärmeaustauschs zwischen der Ausmauerung und dem Gas. Die Gasdynamik wird vernachlässigt, die Dynamik der Thermoelemente tritt nicht in der Streckenbeschreibung auf.

Bemerkungen zu den Entwurfsmodellen für Temperaturregelstrecken

Veränderungen des Brennstoffstroms bewirken eine schnelle Reaktion (mehrere Sekunden) und eine relativ langsame Reaktion (mehrere Minuten) der Abgastemperatur. Der schnelle Anteil wird physikalisch festgelegt durch die Dynamik der Verbrennungs- und Transportvorgänge sowie durch die Messverzögerung. Im Gegensatz dazu ist die langsame Antwort auf die Wechselwirkungen mit der thermisch oft sehr trägen Ausmauerung zurückzuführen. Das Streckenverhalten ist als Überlagerung von zwei Einzelvorgängen (nachgebildet durch

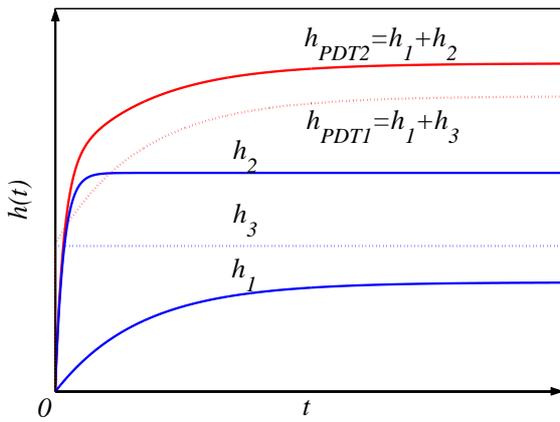


Bild 2.29: Übergangsfunktion minimalphasige PDT1- und PDT2-Strecke

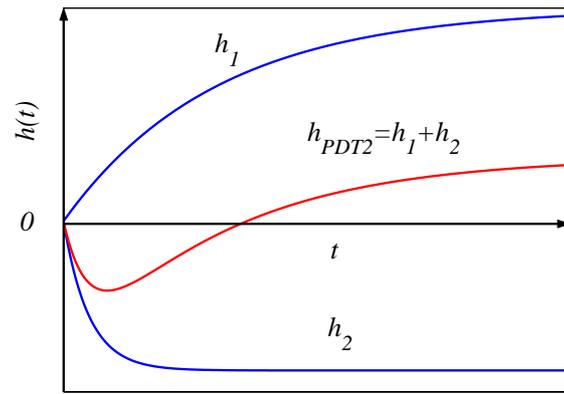


Bild 2.30: Übergangsfunktionen nichtminimalphasige PDT2-Strecke

zwei PT1-Modelle) interpretierbar.

Das Bild 2.29 zeigt die Übergangsfunktionen $h_1(t)$ und $h_2(t)$ von zwei Verzögerungsgliedern erster Ordnung mit gleichem Vorzeichen, jedoch unterschiedlichen Verstärkungen und Zeitkonstanten, und deren Überlagerung $h(t) = h_1(t) + h_2(t)$. Durch die Parallelschaltung der PT1-Übertragungsfunktionen entsteht eine PDT2-Übertragungsfunktion

$$G(s) = \frac{K_S(1 + sT_D)}{(1 + sT_1)(1 + sT_2)}. \quad (2.41)$$

Bei $K_1, K_2 > 0$ gilt, dass der Wert der Zählerzeitkonstante T_D zwischen denen der Nennerzeitkonstanten T_1 und T_2 liegt

$$T_1 < T_D < T_2. \quad (2.42)$$

Ist die Zeitkonstante des schnellen Verzögerungsglieds vernachlässigbar, entsteht eine PDT1-Übertragungsfunktion

$$G(s) = \frac{K_S(1 + sT_D)}{(1 + sT_1)} \text{ mit } T_D < T_1. \quad (2.43)$$

Das Übergangsverhalten eines solchen PDT1-Glieds zeigt die gepunktete Kurve in Bild 2.29.

Auch bei Feststoffverbrennung in einem Brennbett (Abschnitt 1.2, S. 15 ff.) lässt sich die Reaktion der Abgastemperatur als Überlagerung von zwei verschiedenen Vorgängen interpretieren. Allerdings treten hier teilweise auch Vorgänge mit gegenläufiger Wirkungsrichtung auf, die zu einem Allpassverhalten führen können.

Bei der Regelstrecke $\dot{M}_B \rightarrow \vartheta_A$ lässt sich das Allpassverhalten folgendermaßen erklären. Wird der Brennstoffstrom erhöht, entzieht er dem Brennraum Wärme und die Temperatur ϑ_A sinkt ab (schneller Vorgang, negatives Vorzeichen). Allmählich zündet der zusätzliche Brennstoff, die Wärmefreisetzung steigt an (langsamer Vorgang, positives Vorzeichen), und ϑ_A erhöht sich.

Auch bei der Regelstrecke $\dot{M}_L \rightarrow \vartheta_A$ kann ein Allpassverhalten auftreten. Durch einen \dot{M}_L -Anstieg wird der Brennraum durch überschüssige Luft zunächst abgekühlt. Aufgrund des \dot{M}_L -Anstiegs wird jedoch auch die Verbrennung intensiviert, wodurch überschüssiger Sauerstoff aufgebraucht wird und die Gastemperatur ϑ_A ansteigt. Dieses Streckenverhalten lässt sich durch eine nichtminimalphasige PDT2-Übertragungsfunktion beschreiben

$$G(s) = \frac{K_S(1 - sT_D)}{(1 + sT_1)(1 + sT_2)}. \quad (2.44)$$

2.5 Zusammenfassung

Die Modellierung der Pilotanlage diente dem systematischen Aufbau von ϑ_A -O₂-Regelungen. Um grundsätzliche Prozesskopplungen aufzuzeigen, wurde zunächst ein statisches Modell angegeben und dessen Aussagen im Hinblick auf die Regelziele diskutiert. Zur Nachbildung des statischen und dynamischen Verhaltens der Pilotanlage wurde ein theoretisch begründetes nichtlineares dynamisches Prozessmodell formuliert und implementiert. Es spiegelt die für die ϑ_A -O₂-Regelung wesentlichen Vorgänge auch quantitativ hinreichend genau wieder.

Es wird eine einschleifige O₂-Regelung und eine kaskadierte ϑ_A - ϑ_A^H -Regelung vorgesehen. Die Kaskadierung ist im Hinblick auf die Schnelligkeit und die Robustheit sowie die Stör- unterdrückung zweckmäßig.

Für den Reglerentwurf werden Entwurfsmodelle benötigt. Während in Übereinstimmung mit den Literaturangaben für die O₂-Regelung ein PT2-Modell eingesetzt wird, zeigten die Untersuchungen, dass die bei Temperaturstrecken üblichen PTN-Modelle das beobachtete Verhalten nicht adäquat beschreiben. Daraufhin wurde das Verhalten der Temperaturstrecken näher untersucht und festgestellt, dass sie durch Übertragungsfunktionen mit mindestens einer Zählerzeitkonstante zu beschreiben sind. Als besonders geeignet erwiesen sich PDT1- und PDT2-Modelle.

Die Zweckmäßigkeit dieser Modelle ist nicht an die konkreten Verhältnisse an der Pilotanlage gebunden, vielmehr bilden sie ein Verhalten nach, dass physikalisch bedingt auch bei anderen Verbrennungsprozessen auftritt. So gelingt auch die Modellierung des bei Rostverbrennungen auftretenden Allpassverhaltens. Entwurfsmodelle mit PDT2-Struktur sind auch bei anderen thermischen Prozessen verwendbar. In [61, 132] werden sie zur Beschreibung von Temperaturregelstrecken bei von Öfen zur Kristallzüchtung eingesetzt.

Kapitel 3

Regelung vorhaltbehafteter Strecken

Bei Verbrennungsprozessen sind die Abgastemperatur ϑ_A , die damit eng verbundene thermische Leistung P und der O_2 -Gehalt vielfach die Hauptregelgrößen. Dieses Kapitel widmet sich dem modellbasierten Entwurf von ϑ_A -Regelungen, deren Strecken durch PDT1- und PDT2-Modelle approximierbar sind. Ein Nachteil der PDT1- und PDT2-Modelle ist, dass sie aufgrund der Zählerzeitkonstante T_D die Voraussetzungen für die Anwendung vieler Entwurfsverfahren und -regeln verletzen.

Eine Kompensation der Zählerzeitkonstante wird ausgeschlossen, denn das ist nur bei positiven Zählerzeitkonstanten möglich. Zudem wird der Regelkreis durch einen zusätzlichen Pol träger. Alternativ zur Kompensation ist eine approximierte Streckenbeschreibung durch Verzögerungsglieder erster Ordnung möglich, wobei die Zeitkonstante über die Summenzeitkonstante T_Σ gegeben ist [97]

$$G(s) = K_S \frac{\prod(1 + sT_{D,j})}{\prod(1 + sT_i)} e^{-sT_T} \approx \frac{K_S}{1 + sT_\Sigma} \quad \text{mit} \quad T_\Sigma = \sum T_i - \sum T_{D,j} + T_T. \quad (3.1)$$

Dies ist jedoch unzweckmäßig, denn die anhand der PT1-Modelle durchgeführten Reglerentwürfe sind wegen der stark angenäherten Streckendynamik nur als Grobeinstellung verwendbar (Anhang A.3). Damit bleibt festzuhalten, dass die Zählerzeitkonstanten der PDT1- und PDT2-Modelle nicht kompensiert werden sollen bzw. können, sondern explizit zu berücksichtigen sind.

Beim Entwurf werden die Regelkreispole im Sinne des gewünschten Regelkreisverhaltens festgelegt, wobei in zahlreichen Fällen die Vorgaben über das Führungsverhalten im Zeitbereich spezifiziert sind [99, 134]. Die Kenntnis der Beziehungen zwischen der Pollage und den Kenngrößen des Führungsverhaltens ist daher eine Voraussetzung für eine systematische Reglerauslegung. Bei zahlreichen Entwurfsverfahren (IT1-Entwurf, Polzuweisung) wird davon ausgegangen, dass zwei Pole s_1, s_2 die Regelkreisdynamik dominieren. Hier werden ebenfalls zwei dominierende Pole s_1, s_2 vorausgesetzt, allerdings liegt wegen der Zählerzeitkonstante eine Nullstelle vor, so dass die vom IT1-Entwurf bekannten Beziehungen nicht gelten.

Deshalb wird in Abschnitt 3.2 untersucht, wie das Verhalten eines Regelkreises bei einer

Nullstelle und zwei Polen von der Pollage abhängt. Auf die Normierung der Pole in Abschnitt 3.3 eingegangen, die graphische Darstellung erfolgt in den Abschnitten 3.4 und 3.5.

3.1 Ziele und Voraussetzungen

Ausgangspunkt ist der Standardregelkreis von Bild 3.1. Allgemeine Forderungen an das Regelkreisverhalten sind Stabilität, stationäre Genauigkeit und Schnelligkeit bei gleichzeitig hinreichend gedämpftem Verhalten [48, 134]. Der Standardregelkreis mit dem Regler $G_R(s)$

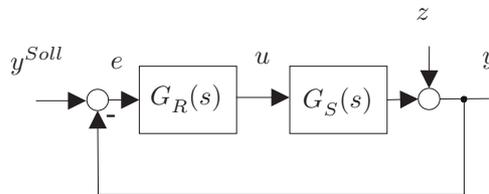


Bild 3.1: Standardregelkreis

und der Strecke $G_S(s)$, die beide linear und zeitinvariant sind, ist stabil, wenn die Pole der charakteristischen Gleichung

$$1 + G_0(s) = 0 \quad \text{mit} \quad G_0(s) = G_R(s)G_S(s) \quad (3.2)$$

in der linken s-Ebene liegen. Zur Sicherung der Stabilität muss daher für alle s_i gelten

$$\operatorname{Re}\{s_i\} < 0. \quad (3.3)$$

Wird gefordert, dass bei sprungförmig geänderter Führungsgröße die Regelabweichung e verschwindet, muss die Führungsübertragungsfunktion $G_W(s)$ eine statische Verstärkung von Eins besitzen

$$G_W(s) = \frac{Y^{\text{Soll}}(s)}{Y(s)}, \quad G_W(s \rightarrow 0) = 1. \quad (3.4)$$

Gleichzeitig sollen konstante Störungen z ohne bleibende Regelabweichung ausgeregelt werden, so dass für die Störungsübertragungsfunktion $G_Z(s)$ gelten muss

$$G_Z(s) = \frac{Z(s)}{Y(s)}, \quad G_Z(s \rightarrow 0) = 0. \quad (3.5)$$

Beim Standardregelkreis mit Störung am Streckenausgang (Bild 3.1) korrespondiert das Störverhalten $G_Z(s)$ unmittelbar mit dem Führungsverhalten $G_W(s)$ und ist folglich nicht gesondert zu berücksichtigen

$$G_W(s) = \frac{G_0(s)}{1 + G_0(s)} \quad \text{und} \quad G_Z(s) = \frac{1}{1 + G_0(s)}. \quad (3.6)$$

Die weiteren Ausführungen beschränken sich daher auf ein Führungsverhalten, das durch eine positive oder negative Zählerzeitkonstante und zwei Pole in der linken s-Ebene beschrieben ist

$$G_W(s) = \frac{(1 \pm sT_D)s_1s_2}{(s-s_1)(s-s_2)} \quad \text{mit} \quad \operatorname{Re}\{s_1, s_2\} < 0. \quad (3.7)$$

Mit $G_W(s \rightarrow 0) = 1$ wird die Forderung nach stationärer Genauigkeit erfüllt. Unter stationärer Genauigkeit wird verstanden, dass bei sprungförmiger Führungsgrößenänderung die Regelabweichung gegen Null strebt. Beim Standardregelkreis gilt damit ebenfalls $G_Z(s \rightarrow 0) = 0$. Die Entwurfsvorgaben werden für folgende Kenngrößen der Übergangsfunktion $h(t)$ formuliert (Bild 3.2)

- die maximale Überschwingweite h_{Max} (bzw. die relative Überschwingweite $h_{\ddot{U}}$ (3.8))
- die Zeitdifferenz bis zur maximalen Auslenkung T_{Max}
- die Anregelzeit T_{An}
- die Ausregelzeit T_{Aus} und bei einem allpassbehafteten Regelkreis (Bild 3.3) auch
- die Unterschwingweite h_{Min} und
- die Zeitdifferenz bis zum maximalen Unterschwingen T_{Min} .

$$h_{\ddot{U}} = \frac{h_{Max}}{h(\infty)} - 1 \quad (3.8)$$

Die Anregelzeit T_{An} gibt an, nach welcher Zeitspanne die Regelgröße $y(t)$ das erstmalig ihren stationären Endwert erreicht. Die Ausregelzeit T_{Aus} (auch Beruhigungszeit) ist die Zeitspanne, nach der die Regelgröße soweit abgeklungen ist, dass ein durch ε gegebenes Toleranzband

$$(1 - \varepsilon)h(\infty) \leq h \leq (1 + \varepsilon)h(\infty) \quad (3.9)$$

um den statischen Endwert nicht wieder verlassen wird (typische Zahlenwerte für ε sind 0,03 und 0,05). Bei der Beschreibung des Führungsverhaltens durch $G_W(s)$ sind vier Fälle zu betrachten

$$s_1, s_2 \begin{cases} 1.) \text{ reell} & (T_D < 0) \\ 2.) \text{ konjugiert komplex} & (T_D < 0) \\ 3.) \text{ reell} & (T_D > 0) \\ 4.) \text{ konjugiert komplex} & (T_D > 0). \end{cases} \quad (3.10)$$

In Abhängigkeit von Vorzeichen der Zählerzeitkonstante T_D wird auch vom minimalphasigen (kein Allpass, T_D positiv) bzw. nichtminimalphasigen (Allpass, T_D negativ) Verhalten gesprochen. Bei der Ableitung der Zusammenhänge zwischen der Pollage und den Kenngrößen des Führungsverhaltens bei sprungförmiger Anregung wird mit dem nichtminimalphasigen Fall begonnen. Zuvor werden zu Vergleichszwecken die bekannten Zusammenhänge bei einem konjugiert komplexen Polpaar betrachtet (IT1-Entwurf).

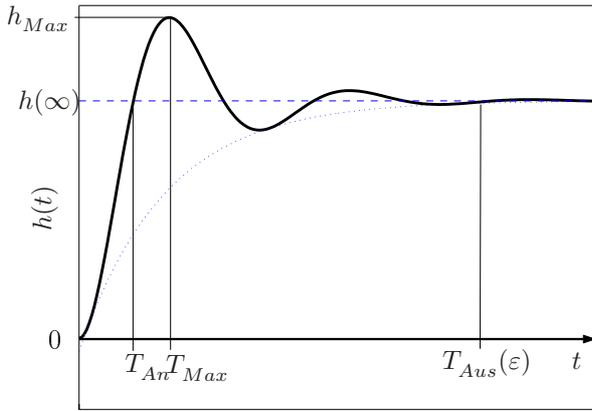


Bild 3.2: Übergangsfunktion bei konjugiert komplexem Polpaar

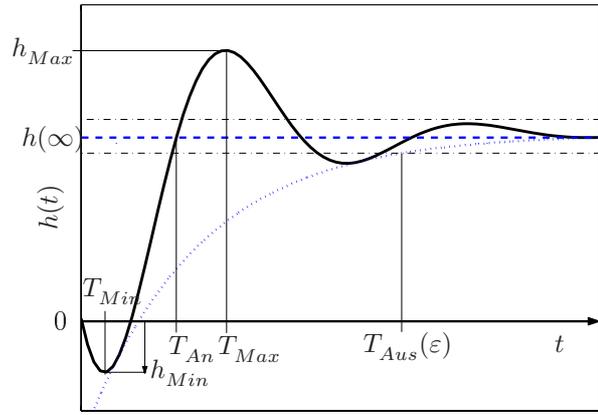


Bild 3.3: Übergangsfunktion bei konjugiert komplexem Polpaar und negativer Zählerzeitkonstante

3.2 Übergangsverhalten und Wahl der Pole

3.2.1 Konjugiert komplexes Polpaar ohne Zählerzeitkonstante

Ausgegangen wird von einem Führungsverhalten, das durch ein konjugiert komplexes Polpaar beschrieben wird

$$G_W(s) = \frac{s_1 s_2}{(s - s_1)(s - s_2)} \quad \text{mit} \quad s_{1/2} = -\sigma \pm j\omega. \quad (3.11)$$

Für die Übergangsfunktion $h(t)$ ergibt sich dann

$$h(t) = 1 - Ae^{-\sigma t} \sin(\omega t + \phi), \quad (3.12)$$

wobei für die Amplitude A und die Phase ϕ gilt

$$A = \sqrt{1 + \left(\frac{\sigma}{\omega}\right)^2} \quad \text{und} \quad \phi = \arctan \frac{\omega}{\sigma}. \quad (3.13)$$

Die Übergangsfunktion besitzt den in Bild 3.2 dargestellten Verlauf. Die Beziehungen zwischen der Pollage und den Kenngrößen des Führungsverhaltens im Zeitbereich sind gegeben durch [50, 154]

$$\begin{aligned} h_{\ddot{U}} &= e^{-\pi \frac{\sigma}{\omega}} & T_{Max} &= \frac{\pi}{\omega} \\ T_{An} &= \frac{1}{\omega} \left(\pi - \arctan \frac{\omega}{\sigma} \right) & T_{Aus} &\approx \frac{1}{\sigma} \left| \ln \frac{A}{\varepsilon} \right|. \end{aligned} \quad (3.14)$$

Anzumerken ist, dass zur Berechnung der Ausregelzeit T_{Aus} nur der durch die Hüllkurve beschriebene Abklingvorgang

$$h_{Hüll}(t) = 1 - Ae^{-\sigma t} \quad (3.15)$$

betrachtet wird. Aus den Entwurfsvorgaben ergeben sich die in Bild 3.4 gezeigten zulässigen Polgebiete. Ein geschlossenes Polgebiet entsteht, wenn zusätzlich die Stelleistung begrenzt wird [154].

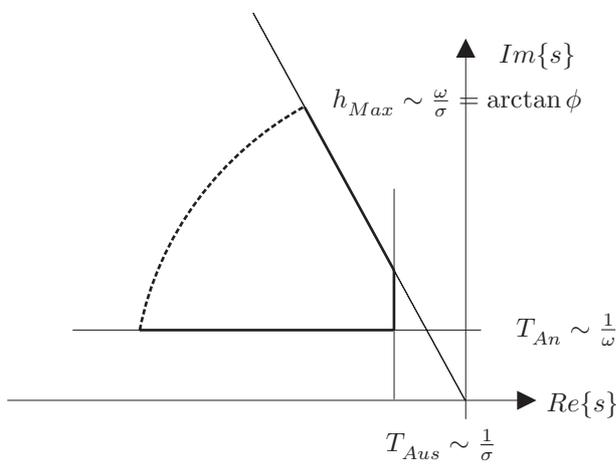


Bild 3.4: Polgebiete und Zeitbereichskenngrößen (IT1-Entwurf); Näherung für T_{An} und T_{Aus}

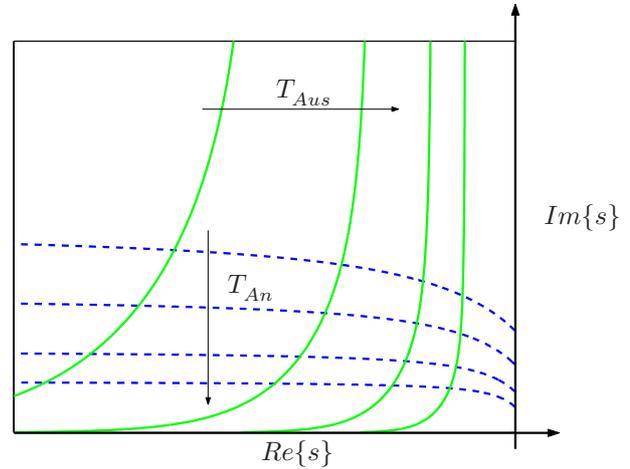


Bild 3.5: Polgebiete und Kenngrößen T_{An} und T_{Aus} ; ohne Näherung

3.2.2 Reelle Pole und negative Zählerzeitkonstante

Zunächst werden die zwei Fälle eines Führungsverhaltens mit Allpass betrachtet. Begonnen wird mit zwei reellen Polen in der linken s-Ebene. Ausgangspunkt ist die Übertragungsfunktion $G_W(s)$

$$G_W(s) = \frac{(1 - sT_D)s_1s_2}{(s - s_1)(s - s_2)} \quad \text{mit } s_1, s_2 \text{ negativ reell.} \quad (3.16)$$

Das Bild 3.6 (S. 58) stellt den prinzipiellen Verlauf einer Übergangsfunktion bei reellen Polen dar. Für die Berechnung der Kenngrößen ist zu unterscheiden zwischen

- 1.) $s_1 \neq s_2$ und
 - 2.) $s_1 = s_2$.
- (3.17)

Für 1.) ergibt sich mit

$$h(t) = 1 + \frac{s_1s_2}{s_1 - s_2} \left(\frac{1 - s_1T_D}{s_1} e^{s_1t} - \frac{1 - s_2T_D}{s_2} e^{s_2t} \right) \quad (3.18)$$

$$T_{Min} = \frac{1}{s_2 - s_1} \ln \frac{1 - s_1T_D}{1 - s_2T_D} \quad (3.19)$$

$$h_{Min} = 1 + \frac{s_1s_2}{s_1 - s_2} \left[\frac{1 - s_1T_D}{s_1} \left(\frac{1 - s_1T_D}{1 - s_2T_D} \right)^{\frac{s_1}{s_2 - s_1}} - \frac{1 - s_2T_D}{s_2} \left(\frac{1 - s_1T_D}{1 - s_2T_D} \right)^{\frac{s_2}{s_2 - s_1}} \right].$$

Bei den identischen Polen von 2.) lautet die Übergangsfunktion

$$h(t) = 1 - \left(1 - s_1(1 - s_1 T_D)t\right) e^{s_1 t}. \quad (3.20)$$

Die Kenngrößen T_{Min} und h_{Min} ergeben sich zu

$$\begin{aligned} T_{Min} &= \frac{T_D}{1 - s_1 T_D} \\ h_{Min} &= 1 - (1 - s_1 T_D) e^{\frac{s_1 T_D}{1 - s_1 T_D}}. \end{aligned} \quad (3.21)$$

In beiden Fällen kann die Ausregelzeit T_{Aus} nicht allgemein angegeben werden. Da kein Überschwingen vorliegt, ist dies auch nur bedingt sinnvoll.

3.2.3 Komplexes Polpaar und negative Zählerzeitkonstante

Im Fall eines konjugiert komplexen Polpaares und negativer Zählerzeitkonstante

$$G_W(s) = \frac{(1 - sT_D)s_1 s_2}{(s - s_1)(s - s_2)} \quad \text{mit} \quad s_{1/2} = -\sigma \pm j\omega \quad (3.22)$$

tritt ein Unterschwingen auf (Bild 3.3). Für die Übergangsfunktion gilt

$$\begin{aligned} h(t) &= 1 - e^{-\sigma t} \left(\frac{\omega^2 T_D + \sigma(\sigma T_D + 1)}{\omega} \sin \omega t + \cos \omega t \right) \\ &= 1 - A e^{-\sigma t} \sin(\omega t + \phi) \end{aligned} \quad (3.23)$$

mit

$$A = \sqrt{1 + \left(\frac{\omega^2 T_D + \sigma(\sigma T_D + 1)}{\omega} \right)^2} \quad \text{und} \quad \phi = \arctan \frac{\omega}{\omega^2 T_D + \sigma(\sigma T_D + 1)}. \quad (3.24)$$

Die Kenngrößen von $h(t)$ berechnen sich zu

$$\begin{aligned} T_{Min} &= \frac{1}{\omega} \arctan \frac{\omega T_D}{\sigma T_D + 1} \\ h_{Min} &= 1 - \sqrt{(\omega T_D)^2 + (\sigma T_D + 1)^2} e^{-\frac{\sigma}{\omega} \arctan \frac{\omega T_D}{\sigma T_D + 1}} \\ T_{An} &= \frac{1}{\omega} \left(\pi - \arctan \frac{\omega}{\omega^2 T_D + \sigma(\sigma T_D + 1)} \right) \\ T_{Max} &= \frac{1}{\omega} \left(\pi + \arctan \frac{\omega T_D}{\sigma T_D + 1} \right) \\ h_{\ddot{u}} &= \sqrt{(\omega T_D)^2 + (\sigma T_D + 1)^2} e^{-\frac{\sigma}{\omega} (\pi + \arctan \frac{\omega T_D}{\sigma T_D + 1})} \\ T_{Aus} &\approx \frac{1}{\sigma} \left| \ln \frac{A}{\varepsilon} \right|. \end{aligned} \quad (3.25)$$

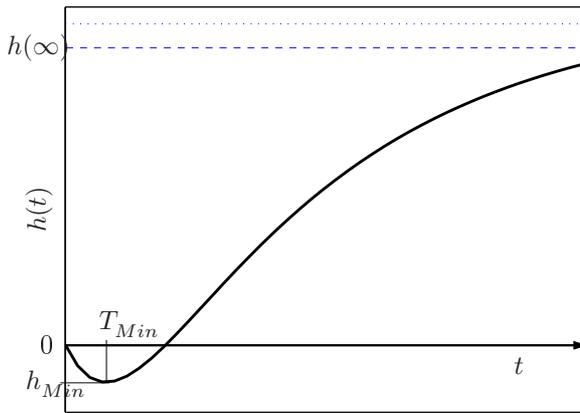


Bild 3.6: Übergangsfunktion bei reellen Polen und negativer Zählerzeitkonstante

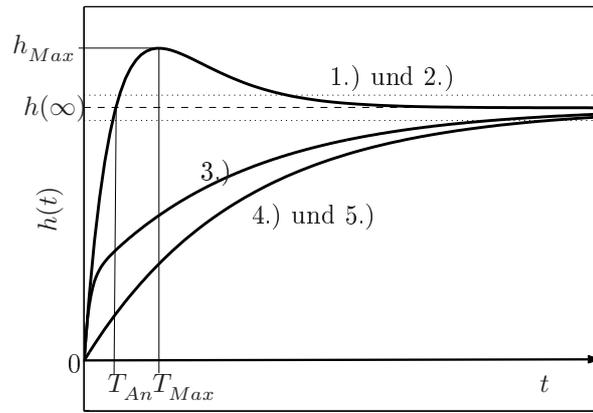


Bild 3.7: Übergangsfunktion bei reellen Polen und positiver Zählerzeitkonstante

3.2.4 Reelle Pole und positive Zählerzeitkonstante

Bei einer positiven Zählerzeitkonstante und reellen Polen in der linken s-Ebene ist das Führungsverhalten beschrieben durch

$$G_W(s) = \frac{(s - s_0)s_1s_2}{(s - s_1)(s - s_2)s_0} = \frac{(1 + sT_D)}{(sT_1 + 1)(sT_2 + 1)} \quad \text{mit } s_1, s_2 \text{ negativ reell.} \quad (3.26)$$

Bei der Kenngrößenberechnung sind fünf Fälle zu unterscheiden

- | | | |
|--|-------------------------------------|--------|
| 1.) $ s_1, s_2 < s_0 $ | bzw. $T_1, T_2 < T_D$, | |
| 2.) $s_1 = s_2, s_1 < s_0 $ | bzw. $T_1 = T_2; T_1, T_2 < T_D$ | |
| 3.) $ s_1 < s_0 < s_2 $ | bzw. $T_1 < T_D < T_2$ | (3.27) |
| 4.) $s_1 = s_2, s_1 > s_0 $ | bzw. $T_1 = T_2; T_1, T_2 > T_D$ | |
| 5.) $ s_1 = s_0 $ oder $ s_2 = s_0 $ | bzw. $T_1 = T_D$ oder $T_2 = T_D$. | |

Den qualitativen Verlauf der zu den jeweiligen Fällen gehörigen Übergangsfunktionen zeigt Bild 3.7. Es ist festzustellen, dass wie auch bei den Übergangsfunktionen mit negativer Zählerzeitkonstante und reellen Polen der Regelvorgang nicht durch eine abklingende Sinusschwingung begleitet wird. Jedoch kommt es in den Fällen 1.) und 2.) zum Überschreiten des statischen Endwerts mit h_{Max} . Neben dem Maximum lässt sich entsprechend auch der Zeitpunkt des Maximums T_{Max} und die Anregelzeit T_{An} angeben.

Im Fall 3.) liegt ein Verhalten vor, das charakteristisch für die Strecken der Temperaturregelung selbst ist. Ein Überschwingen tritt nicht auf, die Übergangsfunktion enthält eine schnelle und eine relativ langsame Komponente. Kenngrößen lassen sich wie auch im Fall 4.) nicht berechnen. Ist ein Pol vernachlässigbar, kann über die näherungsweise Beschreibung (PDT1-Glied) die Ausregelzeit berechnet werden.

Der Fall 5.) betrachtet die Pol-Nullstellenkürzung, bei der ein PT1-Glied entsteht. Auch hier ist wiederum nur die Ausregelzeit ermittelbar.

Bei Fall 1.) gilt mit

$$h(t) = 1 + \frac{s_1 s_2}{s_1 - s_2} \left(\frac{1 + s_1 T_D}{s_1} e^{s_1 t} - \frac{1 + s_2 T_D}{s_2} e^{s_2 t} \right) \quad (3.28)$$

für T_{Max} , h_{Max} und T_{An}

$$T_{Max} = \frac{1}{s_2 - s_1} \ln \frac{1 + s_1 T_D}{1 + s_2 T_D},$$

$$h_{Max} = 1 + \frac{s_1 s_2}{s_1 - s_2} \left[\frac{1 + s_1 T_D}{s_1} \left(\frac{1 + s_1 T_D}{1 + s_2 T_D} \right)^{\frac{s_1}{s_2 - s_1}} - \frac{1 + s_2 T_D}{s_2} \left(\frac{1 + s_1 T_D}{1 + s_2 T_D} \right)^{\frac{s_2}{s_2 - s_1}} \right] \quad (3.29)$$

und

$$T_{An} = \frac{s_2 - s_1}{1} \ln \frac{s_2(s_1 T_D + 1)}{s_1(s_2 T_D + 1)}.$$

Bei Fall 2.) ergibt sich aus der Übergangsfunktion

$$h(t) = 1 - (1 - s_1 t(1 + s_1 T_D)) e^{s_1 t} \quad (3.30)$$

für T_{Max} , h_{Max} und T_{An} entsteht

$$\begin{aligned} T_{Max} &= -\frac{T_D}{1 + s_1}, \\ h_{Max} &= 1 - (1 + s_1 T_D) e^{-\frac{s_1 T_D}{1 + s_1 T_D}} \quad \text{und} \\ T_{An} &= \frac{1}{s_1(1 + s_1 T_D)}. \end{aligned} \quad (3.31)$$

Das negative Vorzeichen bei T_{Max} verschwindet, wenn $s_1 T_D + 1 < 0$ ist, bzw. voraussetzungsgemäß $T_1 < T_D$ gilt.

Im Fall 3.) und 4.) sind keine Kenngrößen zu berechnen.

Gilt allerdings im Fall 4.) die Näherung

$$G(s) \approx -s_1 \frac{(s T_D + 1)}{(s - s_1)}, \quad (3.32)$$

ergibt sich mit

$$h(t) = 1 - (1 + s_1 T_D) e^{s_1 t} \quad (3.33)$$

für die Ausregelzeit T_{Aus}

$$T_{Aus} = \frac{1}{s_1} \left| \ln \frac{\varepsilon}{1 + s_1 T_D} \right|. \quad (3.34)$$

Im Fall 5.) liegt eine Pol-Nullstellenkürzung vor, so dass das Übertragungsverhalten durch ein PT1-Glied beschrieben wird. Bei Kürzung der Polstelle s_2 gilt daher

$$h(t) = 1 - e^{s_1 t}. \quad (3.35)$$

Daraus ergibt sich die Ausregelzeit T_{Aus} , bei der $h(t)$ das durch ε gegebene Toleranzband (3.9) nicht mehr verlässt

$$T_{Aus} = \left| \frac{\ln \varepsilon}{s_1} \right|. \quad (3.36)$$

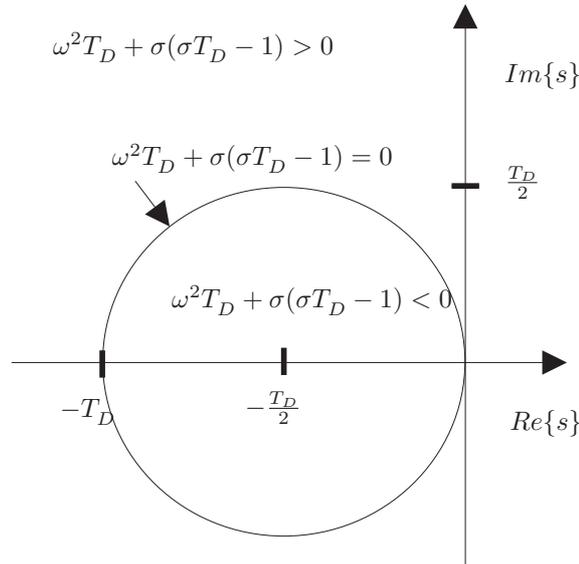


Bild 3.8: Fallunterscheidung für (3.40) und (3.43)

3.2.5 Komplexes Polpaar und positive Zählerzeitkonstante

Schließlich ist das Führungsverhalten bei positiver Zählerzeitkonstante und einem konjugiert komplexen Polpaar zu betrachten

$$G(s) = \frac{(1 + sT_D)s_1s_2}{(s - s_1)(s - s_2)} \quad \text{mit} \quad s_{1/2} = -\sigma \pm j\omega. \quad (3.37)$$

Der Verlauf der Übergangsfunktion besitzt nun wieder die übliche Form mit einer abklingenden Sinusschwingung (Bild 3.2). Berechnet werden können die Überschwingweite h_{Max} bzw. $h_{\ddot{u}}$, deren Zeitpunkt T_{Max} sowie die Anregelzeit T_{An} . Die Ausregelzeit T_{Aus} wird wiederum näherungsweise (zu konservativ) über die abklingende Hüllkurve berechnet. Für die Übergangsfunktion gilt

$$\begin{aligned} h(t) &= 1 - e^{-\sigma t} \left(\frac{\omega^2 T_D + \sigma(\sigma T_D - 1)}{\omega} \sin \omega t - \cos \omega t \right) \\ &= 1 - A e^{-\sigma t} \sin(\omega t + \phi) \end{aligned} \quad (3.38)$$

mit

$$A = \sqrt{1 + \left(\frac{\omega^2 T_D + \sigma(\sigma T_D - 1)}{\omega} \right)^2}. \quad (3.39)$$

Für die Phase ϕ sind drei Bereiche zu unterscheiden: der Bereich $\omega^2 T_D + \sigma(\sigma T_D - 1) = 0$, der durch einen Kreis mit dem Radius $\frac{T_D}{2}$ um den Punkt $(-\frac{T_D}{2}, 0)$ beschrieben ist, das Kreisinnere $\omega^2 T_D + \sigma(\sigma T_D - 1) < 0$ und der Bereich außerhalb des Kreises $\omega^2 T_D + \sigma(\sigma T_D - 1) > 0$ (Bild 3.8).

$$\phi = \begin{cases} \arctan\left(\frac{\omega}{\omega^2 T_D + \sigma(\sigma T_D - 1)}\right) & \text{für } \omega^2 T_D + \sigma(\sigma T_D - 1) < 0 \\ \frac{\pi}{2} & \text{für } \omega^2 T_D + \sigma(\sigma T_D - 1) = 0 \\ \pi - \arctan\left(\frac{\omega}{\omega^2 T_D + \sigma(\sigma T_D - 1)}\right) & \text{für } \omega^2 T_D + \sigma(\sigma T_D - 1) > 0. \end{cases} \quad (3.40)$$

Die relative Überschwingweite $h_{\ddot{u}}$ berechnet sich zu

$$h_{\ddot{u}} = \sqrt{(\omega T_D)^2 + (\sigma T_D - 1)^2} e^{-\sigma T_{Max}}. \quad (3.41)$$

Der Zeitpunkt des maximalen Überschwingens T_{Max} ist abhängig von der Pollage

$$T_{Max} = \begin{cases} \frac{1}{\omega} \left(\pi + \arctan \frac{\omega T_D}{\sigma T_D - 1} \right) & \text{für } \sigma T_D - 1 < 0 \\ \frac{\pi}{2\omega} & \text{für } \sigma T_D - 1 = 0 \\ \frac{1}{\omega} \arctan \frac{\omega T_D}{\sigma T_D - 1} & \text{für } \sigma T_D - 1 > 0. \end{cases} \quad (3.42)$$

Die Anregelzeit T_{An} ergibt sich zu

$$T_{An} = \begin{cases} \frac{1}{\omega} \left(\pi + \arctan \frac{\omega}{\omega^2 T_D + \sigma(\sigma T_D - 1)} \right) & \text{für } \omega^2 T_D + \sigma(\sigma T_D - 1) < 0 \\ \frac{\pi}{2\omega} & \text{für } \omega^2 T_D + \sigma(\sigma T_D - 1) = 0 \\ \frac{1}{\omega} \arctan \frac{\omega}{\omega^2 T_D + \sigma(\sigma T_D - 1)} & \text{für } \omega^2 T_D + \sigma(\sigma T_D - 1) > 0 \end{cases} \quad (3.43)$$

und für die Ausregelzeit T_{Aus} gilt

$$T_{Aus} \approx \frac{1}{\sigma} \left| \ln \left(\frac{A}{\varepsilon} \right) \right| = \frac{1}{\sigma} \left| \ln \varepsilon^{-1} \sqrt{1 + \left(\frac{\omega^2 T_D + \sigma(\sigma T_D - 1)}{\omega} \right)^2} \right|. \quad (3.44)$$

3.3 Normierung

Die o.g. Beziehungen zwischen der Pollage und den Zeitbereichskenngrößen sind nicht zuletzt wegen der zahlreichen Fallunterscheidungen für den Reglerentwurf nicht direkt nutzbar. Nachfolgend werden daher Darstellungen entwickelt, bei denen in Anlehnung an die bekannten Beziehungen beim IT1-Entwurf, die Bereiche der s-Ebene mit identischen Kenngrößen als Kurvenschar eingetragen sind. Wie sich zeigen wird, reduzieren sich die Fallunterscheidungen bei der graphischen Darstellung auf den minimal- bzw. nichtminimalphasigen Regelkreis.

Bei der Darstellung der quantitativen Verhältnisse stört in erster Linie, dass die Beziehungen zwischen der Pollage und den Kenngrößen vom Zahlenwert der Zählerzeitkonstante T_D abhängen. Durch eine Normierung im Laplace-Bereich, die eine Skalierung im Zeitbereich darstellt, gelingt jedoch eine verallgemeinernde Darstellung. Nach dem Ähnlichkeitssatz der Laplacetransformation [184]

$$\frac{1}{K} Y(s/K) \bullet \circ y(Kt) \quad \text{mit } K > 0 \quad (3.45)$$

entspricht die Multiplikation der s-Variable mit dem Faktor $1/K$ einer Skalierung im Zeitbereich. Es wird vorgeschlagen mit

$$K = \frac{1}{T_D} \quad (3.46)$$

die s -Variable in die transformierte \tilde{s} -Variable zu überführen

$$\tilde{s} = sT_D. \quad (3.47)$$

Aus den Übertragungsfunktionen von (3.7) entsteht so

$$G_W(\tilde{s}) = \frac{(1 \pm \tilde{s})\tilde{s}_1\tilde{s}_2}{\left(\frac{\tilde{s}}{T_D} - \tilde{s}_1\right)\left(\frac{\tilde{s}}{T_D} - \tilde{s}_2\right)} \quad \text{mit} \quad \text{Re}\{\tilde{s}_1, \tilde{s}_2\} < 0. \quad (3.48)$$

Die Pole \tilde{s}_1 und \tilde{s}_2 von $G_W(\tilde{s})$ sind durch die Normierung auf die Zählerzeitkonstante T_D bezogen, während T_D nicht mehr explizit im Zähler auftritt. Wird die Übergangsfunktion $h(t)$ aus $G_W(\tilde{s})$ errechnet, ergibt sich eine Skalierung des Zeitverlaufs mit T_D . Aufgrund dessen sind die über $G_W(\tilde{s})$ bestimmten zeitbezogenen Kenngrößen \tilde{T}_{Max} , \tilde{T}_{Min} , \tilde{T}_{An} und \tilde{T}_{Aus} ebenfalls auf T_D bezogen

$$\begin{aligned} T_{Max} &= \frac{\tilde{T}_{Max}}{T_D} & T_{Min} &= \frac{\tilde{T}_{Min}}{T_D} \\ T_{An} &= \frac{\tilde{T}_{An}}{T_D} & T_{Aus} &= \frac{\tilde{T}_{Aus}}{T_D}. \end{aligned} \quad (3.49)$$

Die Form der Übergangsfunktion $h(t)$ selbst bleibt unverändert. Kenngrößen wie h_{Max} und h_{Min} bleiben daher von der Normierung unbeeinflusst.

3.4 Darstellung der qualitativen Zusammenhänge

Qualitative Zusammenhänge bei konjugiert komplexen Polen

Beim Schwingungsglied (3.11) ergeben sich aus den Bestimmungsgleichungen zwischen den Kenngrößen von $h(t)$ und der Lage der Pole $s_{1/2} = -\sigma \pm j\omega$ die Beziehungen

$$h_{\ddot{U}} \sim \frac{\omega}{\sigma} \quad T_{Max} \sim \frac{1}{\omega}. \quad (3.50)$$

Näherungsweise gilt

$$T_{An} \sim \frac{1}{\omega} \quad T_{Aus} \sim \frac{1}{\sigma}. \quad (3.51)$$

Werden die Punkte der s -Ebene mit identischen Kenngrößen miteinander verbunden, ergeben sich die aus der Literatur bekannten Kurvenscharen (Bild 3.4, S. 56). Es entstehen exakte Geraden bei $h_{\ddot{U}}$ und T_{Max} , bei T_{An} und T_{Aus} liegen gekrümmte Kurvenverläufe vor, die jedoch näherungsweise als Geraden approximierbar sind.

Qualitative Zusammenhänge bei Polen und Zählerzeitkonstante

Bei den hier betrachteten Übertragungsfunktionen von Gl. (3.48) liegen komplexere Beziehungen zwischen der Pollage und den Kenngrößen vor (Bild 3.9)¹.

¹Diese Darstellungen wurden anhand der abgeleiteten Gleichungsbeziehungen mittels Matlab ermittelt, indem die Zeitbereichskenngrößen für eine Vielzahl von Punkten der s -Ebene numerisch bestimmt wurden. Die Punkte mit identischem Kenngrößenwert wurden zu einem Kurvenzug zusammengefasst. Ein Kurvenzug stellt damit eine „Höhenlinie“ der Zeitbereichskenngröße dar.

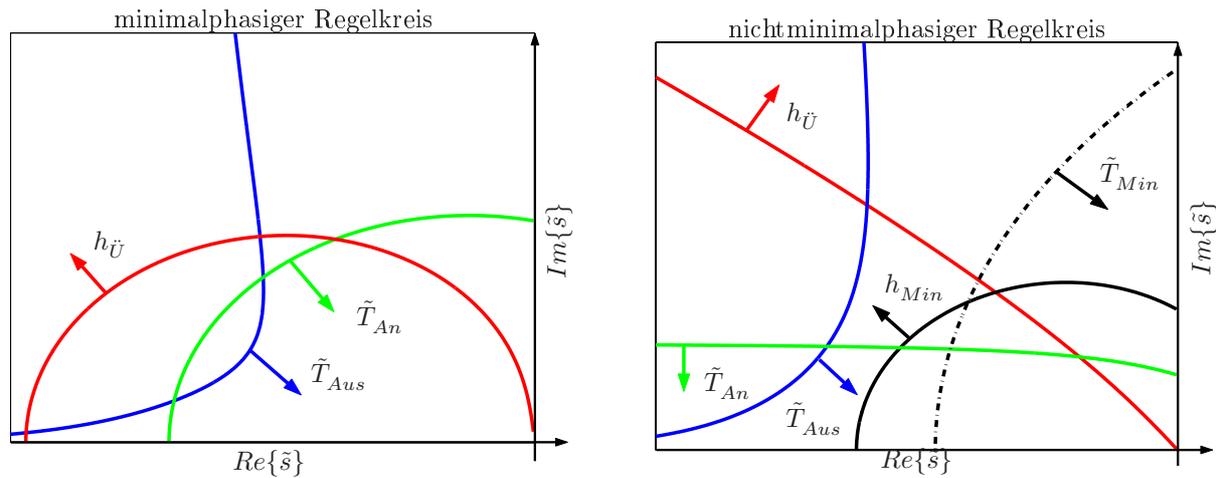


Bild 3.9: Qualitative Zusammenhänge zwischen der Pollage und dem Führungsverhalten

Es ist erkennbar, dass im Unterschied zu den Verhältnissen beim Schwingungsglied (Bild 3.4, S. 56) bereits durch die Festlegung einzelner Kenngrößen geschlossene Polgebiete in der \tilde{s} -Ebene entstehen. Beim nichtminimalphasigen Regelkreis ist dies bei Obergrenzen für die Unterschwingweite h_{Min} und dem Zeitpunkt des maximalen Unterschwingens \tilde{T}_{Min} gegeben.

Im minimalphasigen Fall entstehen geschlossene Bereiche durch die Vorgabe von Grenzen für die Überschwingweite $h_{\tilde{U}}$, den Zeitpunkt des maximalen Überschwingens \tilde{T}_{Max} oder die Anregelzeit \tilde{T}_{An} (Bild 3.9).

Das Bild 3.9 besagt, dass die Geschwindigkeit des Regelkreises, ausgedrückt durch \tilde{T}_{An} , \tilde{T}_{Max} sowie die Dämpfung, charakterisiert durch $h_{\tilde{U}}$ und \tilde{T}_{Aus} , nur innerhalb bestimmter Grenzen unabhängig voneinander wählbar sind. Beim nichtminimalphasigen Regelkreis korrespondiert weiterhin h_{Min} mit \tilde{T}_{Min} . Als Regelkreisverhalten wird i.Allg. ein niedriges Unterschwingen zu einem frühen Zeitpunkt angestrebt. In erster Näherung sind der Betrag der Unterschwingweite h_{Min} und \tilde{T}_{Min} jedoch umgekehrt proportional.

Beim Regelkreis mit Allpassverhalten liegt eine näherungsweise Übereinstimmung mit den Verhältnissen beim Schwingungsglied bezüglich $h_{\tilde{U}}$, \tilde{T}_{Max} , \tilde{T}_{An} und T_{Aus} vor. Hier ergibt sich die Überschwingweite $h_{\tilde{U}}$ aus der Relation von Imaginär- zu Realteil, \tilde{T}_{An} und \tilde{T}_{Max} verhalten sich umgekehrt proportional zum Imaginärteil. Die Ausregelzeit \tilde{T}_{Aus} ist (wie beim Schwingungsglied) umgekehrt proportional zum Realteil des Pols

$$\begin{aligned}
 h_{\tilde{U}} &\sim \frac{\tilde{\omega}}{\tilde{\sigma}} & \tilde{T}_{An} &\sim \frac{1}{\tilde{\omega}} \\
 \tilde{T}_{Aus} &\sim \frac{1}{\tilde{\sigma}} & \tilde{T}_{Max} &\sim \frac{1}{\tilde{\omega}}.
 \end{aligned}
 \tag{3.52}$$

Bei der Unterschwingweite h_{Min} fehlt eine Vergleichsgrundlage. Näherungsweise steigt ihr Betrag mit der Entfernung vom Koordinatenursprung an

$$|h_{Min}| \sim \sqrt{\tilde{\omega}^2 + \tilde{\sigma}^2}. \tag{3.53}$$

Deutlich weniger Übereinstimmung zu den bekannten Verhältnissen beim Schwingungsglied

liegt überraschenderweise beim minimalphasigen Regelkreis vor. Lediglich bei der Ausregelzeit \tilde{T}_{Aus} gilt auch

$$\tilde{T}_{Aus} \sim \frac{1}{\tilde{\sigma}}. \quad (3.54)$$

Diese Ähnlichkeit ist jedoch weniger relevant, denn sowohl \tilde{T}_{Aus} als auch T_{Aus} werden nur näherungsweise über die Hüllkurve berechnet.

Abschließend zeigt das Bild 3.10 die qualitativen Verhältnisse, wenn reelle Pole vorliegen. Aus Bild 3.10 ist für den minimalphasigen Fall ablesbar, dass ein Überschwingen erst auftritt, wenn einer der normierten Pole betragsmäßig größer als Eins ist. Die Überschwingweite wächst mit dem Betrag der Pole an. Im Gegensatz dazu wachsen \tilde{T}_{Aus} , \tilde{T}_{An} und \tilde{T}_{Max} an, wenn der Betrag der Pole verringert wird.

Beim nichtminimalphasigen Fall von Bild 3.10 nimmt das Unterschwingen mit wachsendem Betrag der reellen Pole zu, ein Überschwingen tritt nicht auf. Wie auch beim minimalphasigen Fall nehmen \tilde{T}_{Aus} und \tilde{T}_{Min} zu, wenn der Betrag der Pole verringert wird.

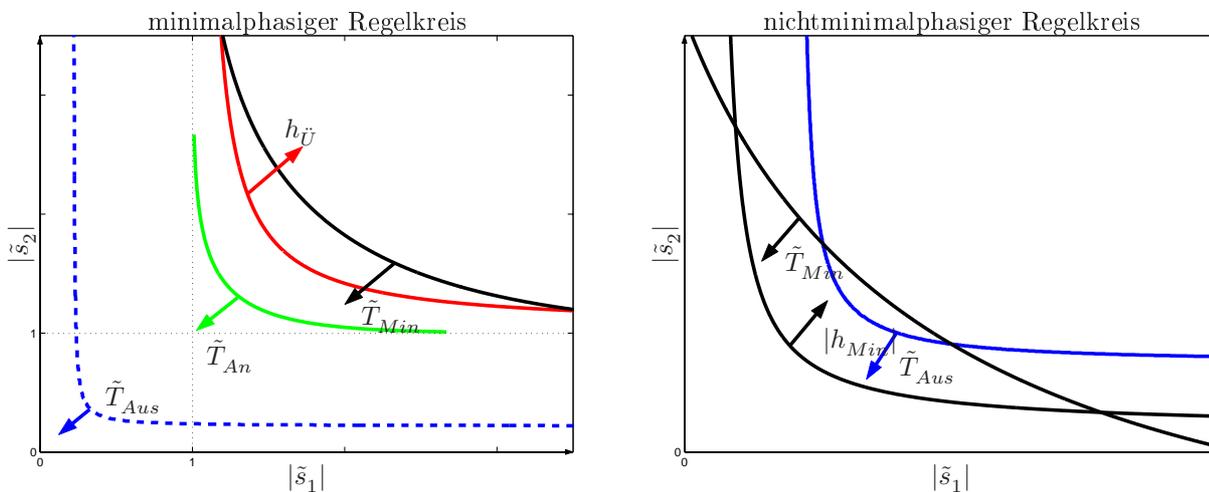


Bild 3.10: Qualitative Zusammenhänge zwischen Lage der reellen Pole und dem Führungsverhalten

3.5 Darstellung der quantitativen Zusammenhänge

Durch die Vorgabe von Grenzen für ein praktisch sinnvolles Regelkreisverhalten entstehen in der \tilde{s} -Ebene geschlossene Bereiche. Es wird davon ausgegangen, dass in jedem Fall eine bestimmte Überschwingweite nicht zu überschreiten ist. Bei nichtminimalphasigem Verhalten soll zusätzlich eine bestimmte Unterschwingweite nicht unterschritten werden. Konkret werden folgende Beschränkungen gewählt

$$h_{\tilde{U}} \leq 0,3 \quad \text{und} \quad h_{Min} \geq -0,6. \quad (3.55)$$

Darstellung der Beziehungen beim nichtminimalphasigen Regelkreis

Die Beziehungen zwischen der Pollage und den Kenngrößen wird erhalten

$$h_{\ddot{U}} = \sqrt{\tilde{\omega}^2 + (\tilde{\sigma} + 1)^2} e^{-\frac{\tilde{\sigma}}{\tilde{\omega}} \arctan \frac{\tilde{\omega}}{\tilde{\sigma}+1}} \quad (3.56)$$

$$\tilde{T}_{Max} = \frac{1}{\tilde{\omega}} \left(\pi + \arctan \frac{\tilde{\omega}}{\tilde{\sigma} + 1} \right) \quad (3.57)$$

$$\tilde{T}_{An} = \frac{1}{\tilde{\omega}} \left(\pi - \arctan \frac{\tilde{\omega}}{\tilde{\omega}^2 + \tilde{\sigma}(\tilde{\sigma} + 1)} \right) \quad (3.58)$$

$$\tilde{T}_{Aus} \approx \frac{1}{\tilde{\sigma}} \left| \ln \varepsilon^{-1} \sqrt{1 + \left(\frac{\tilde{\omega}^2 + \tilde{\sigma}(\tilde{\sigma} + 1)}{\tilde{\omega}} \right)^2} \right| \quad (3.59)$$

$$h_{Min} = 1 - \sqrt{\tilde{\omega}^2 + (\tilde{\sigma} + 1)^2} e^{-\frac{\tilde{\sigma}}{\tilde{\omega}} \arctan \frac{\tilde{\omega}}{\tilde{\sigma}+1}} \quad (3.60)$$

$$\tilde{T}_{Min} = \frac{1}{\tilde{\omega}} \left(\arctan \frac{\tilde{\omega}}{\tilde{\sigma} + 1} \right). \quad (3.61)$$

Unter der Prämisse von Gl. (3.55) beschränkt sich der relevante Bereich der linken \tilde{s} -Ebene auf $|\tilde{s}| < 1,6$. Die Zusammenhänge zwischen Pollage und $h_{\ddot{U}}$, \tilde{T}_{Max} , \tilde{T}_{An} , \tilde{T}_{Aus} sowie h_{Min} und der Zeitpunkt des Minimums \tilde{T}_{Min} werden durch die Bilder 3.11 bis 3.16 dargestellt. Werden diese Darstellungen überlagert, entsteht die kompakte Darstellung von Bild 3.17.

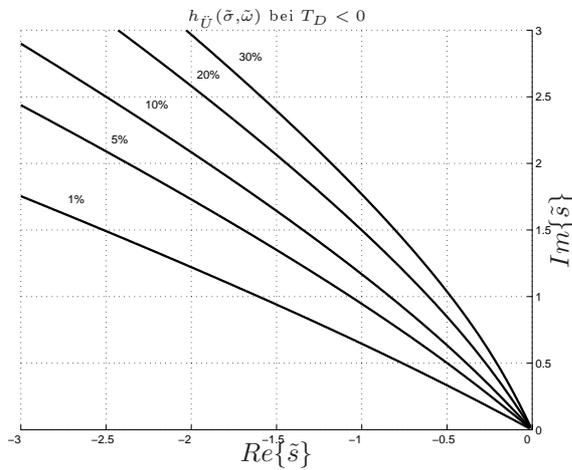


Bild 3.11: Pollage und $h_{\ddot{U}}$

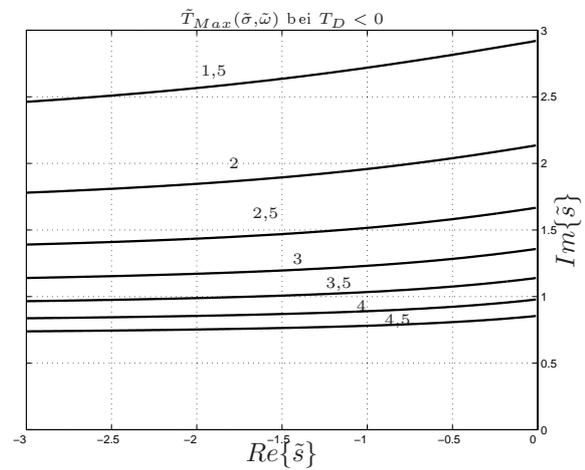
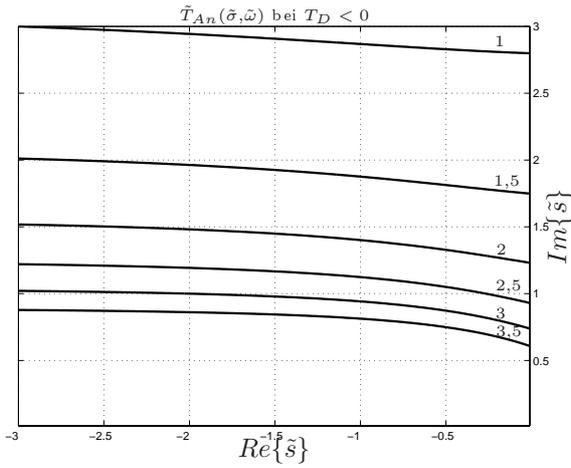
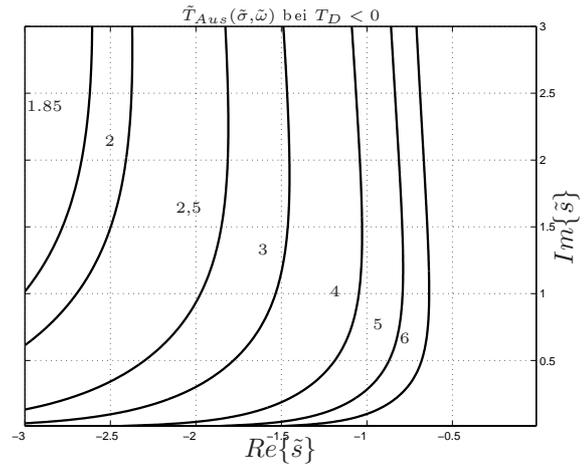
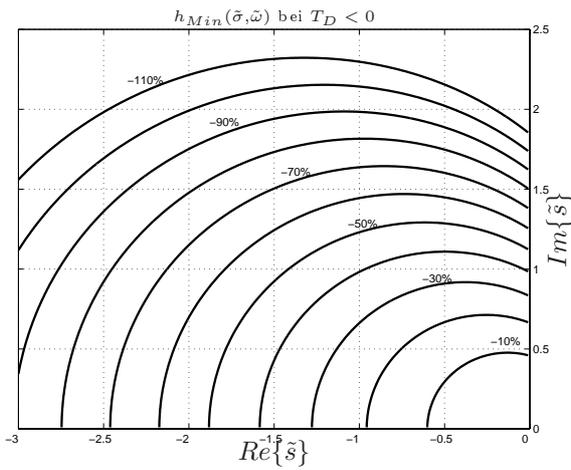
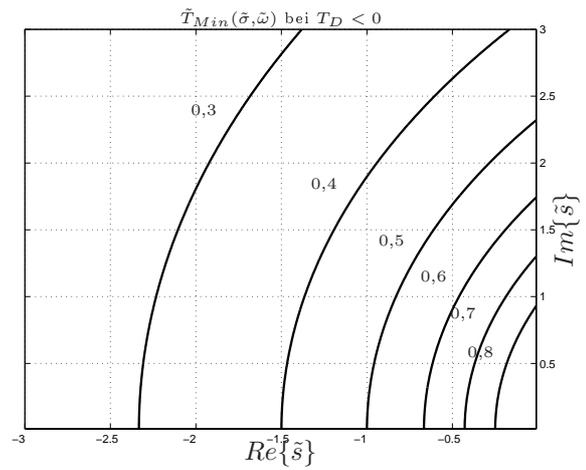


Bild 3.12: Pollage und \tilde{T}_{Max}

Darstellung der Beziehungen beim minimalphasigen Regelkreis

Ausgehend von den in Abschnitt 3.2 abgeleiteten Beziehungen ergeben sich beim minimalphasigen Regelkreis

$$h_{\ddot{U}} = \sqrt{\tilde{\omega}^2 + (\tilde{\sigma} - 1)^2} e^{-\tilde{\sigma} \tilde{T}_{Max}}, \quad (3.62)$$

Bild 3.13: Pollage und \tilde{T}_{An} Bild 3.14: Pollage und \tilde{T}_{Aus} Bild 3.15: Pollage und h_{Min} Bild 3.16: Pollage und \tilde{T}_{Min}

$$\tilde{T}_{Max} = \begin{cases} \frac{1}{\tilde{\omega}} \left(\pi + \arctan \frac{\tilde{\omega}}{\tilde{\sigma}-1} \right) & \text{für } \tilde{\sigma} - 1 < 0 \\ \frac{\pi}{2\tilde{\omega}} & \text{für } \tilde{\sigma} - 1 = 0 \\ \frac{1}{\tilde{\omega}} \arctan \frac{\tilde{\omega}}{\tilde{\sigma}-1} & \text{für } \tilde{\sigma} - 1 > 0, \end{cases} \quad (3.63)$$

$$\tilde{T}_{Aus} \approx \frac{1}{\tilde{\sigma}} \left| \ln \varepsilon^{-1} \sqrt{1 + \left(\frac{\tilde{\omega}^2 + \tilde{\sigma}(\tilde{\sigma} - 1)}{\tilde{\omega}} \right)^2} \right| \quad (3.64)$$

und

$$\tilde{T}_{An} = \begin{cases} \frac{1}{\tilde{\omega}} \left(\pi + \arctan \frac{\tilde{\omega}}{\tilde{\omega}^2 + \tilde{\sigma}(\tilde{\sigma} - 1)} \right) & \text{für } \tilde{\omega}^2 + \tilde{\sigma}(\tilde{\sigma} - 1) < 0 \\ \frac{\pi}{2\tilde{\omega}} & \text{für } \tilde{\omega}^2 + \tilde{\sigma}(\tilde{\sigma} - 1) = 0 \\ \frac{1}{\tilde{\omega}} \arctan \frac{\tilde{\omega}}{\tilde{\omega}^2 + \tilde{\sigma}(\tilde{\sigma} - 1)} & \text{für } \tilde{\omega}^2 + \tilde{\sigma}(\tilde{\sigma} - 1) > 0. \end{cases} \quad (3.65)$$

Werden die normierten Kenngrößen für die linke \tilde{s} -Ebene errechnet, und die Punkte identischer Kenngrößen zusammengefasst, ergeben sich die Bilder 3.18 bis 3.21. Es ist eine

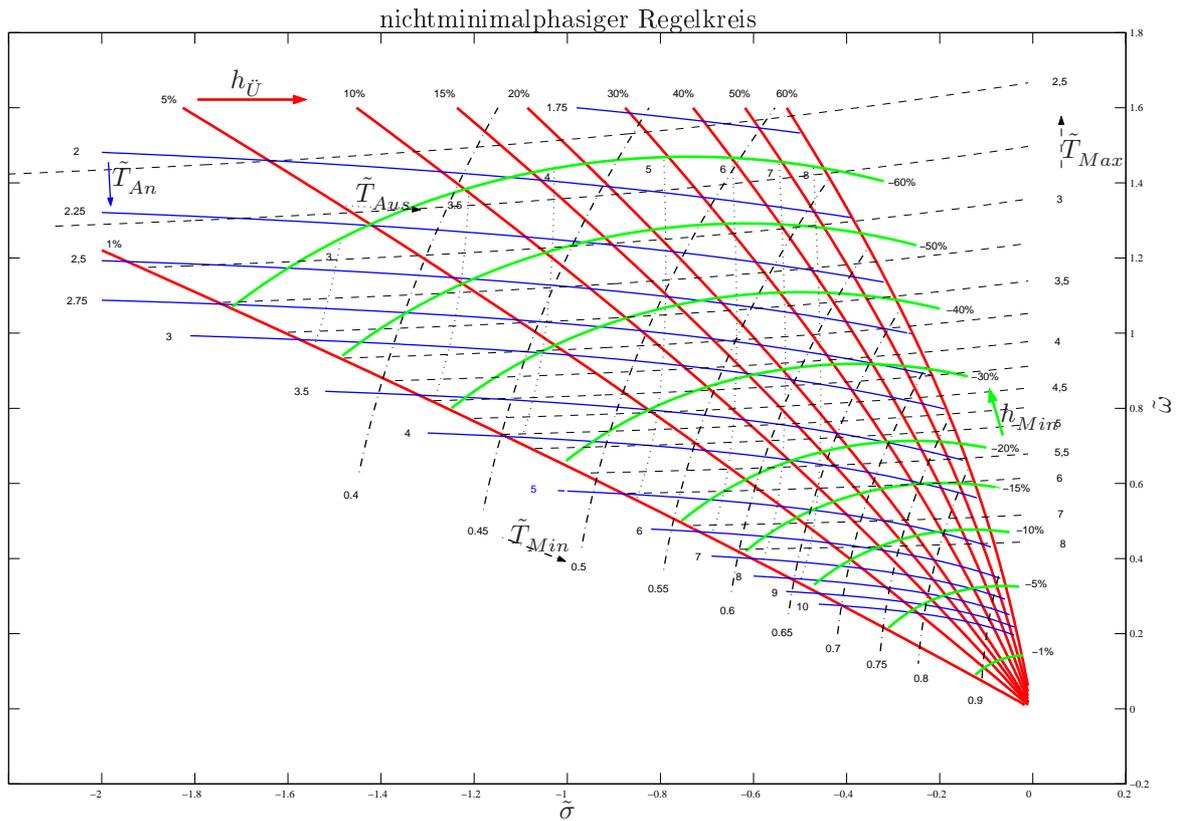


Bild 3.17: Quantitative Beziehungen zwischen Pollage und Regelkreiseigenschaften

deutliche Diskrepanz zu den qualitativen Verhältnissen zwischen Pollage und Zeitbereichs-kenngrößen sowohl zum Schwingungsglied als auch zum nichtminimalphasigen Fall mit konjugiert komplexen Polen erkennbar.

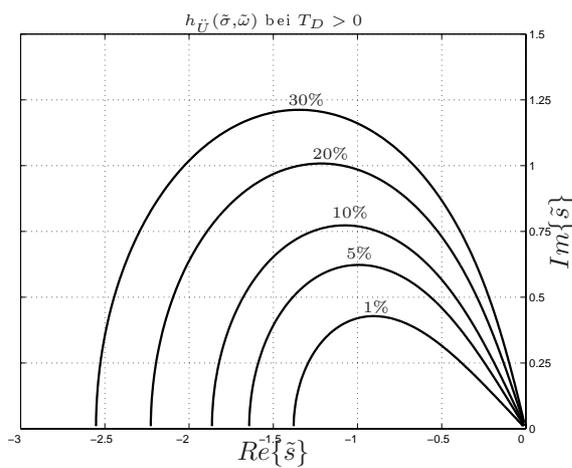


Bild 3.18: Pollage und $h_{\ddot{U}}$

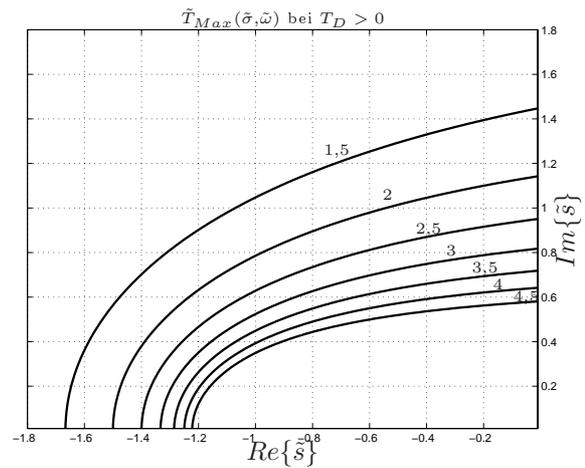


Bild 3.19: Pollage und \tilde{T}_{Max}

Die Darstellung wurde auch hier auf den für einen praktischen Reglerentwurf sinnvollen Bereich mit einer Überschwingweite von maximal 30% beschränkt [209]. Eine zusammenfassende Darstellung gibt das Bild 3.22 wieder.

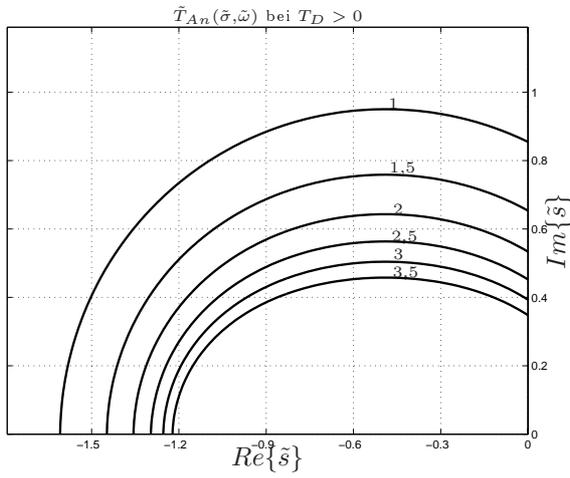


Bild 3.20: Pollage und \tilde{T}_{An}

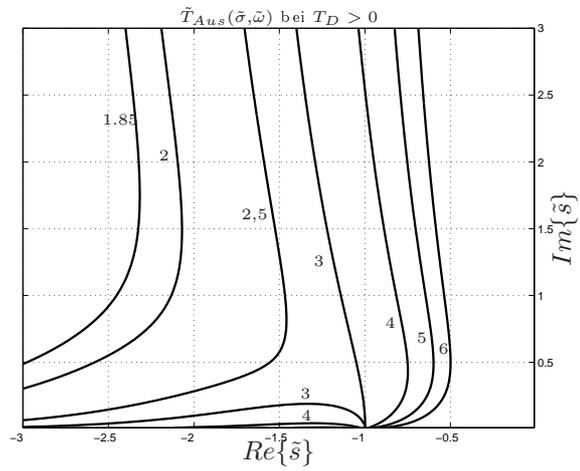


Bild 3.21: Pollage und \tilde{T}_{Aus}

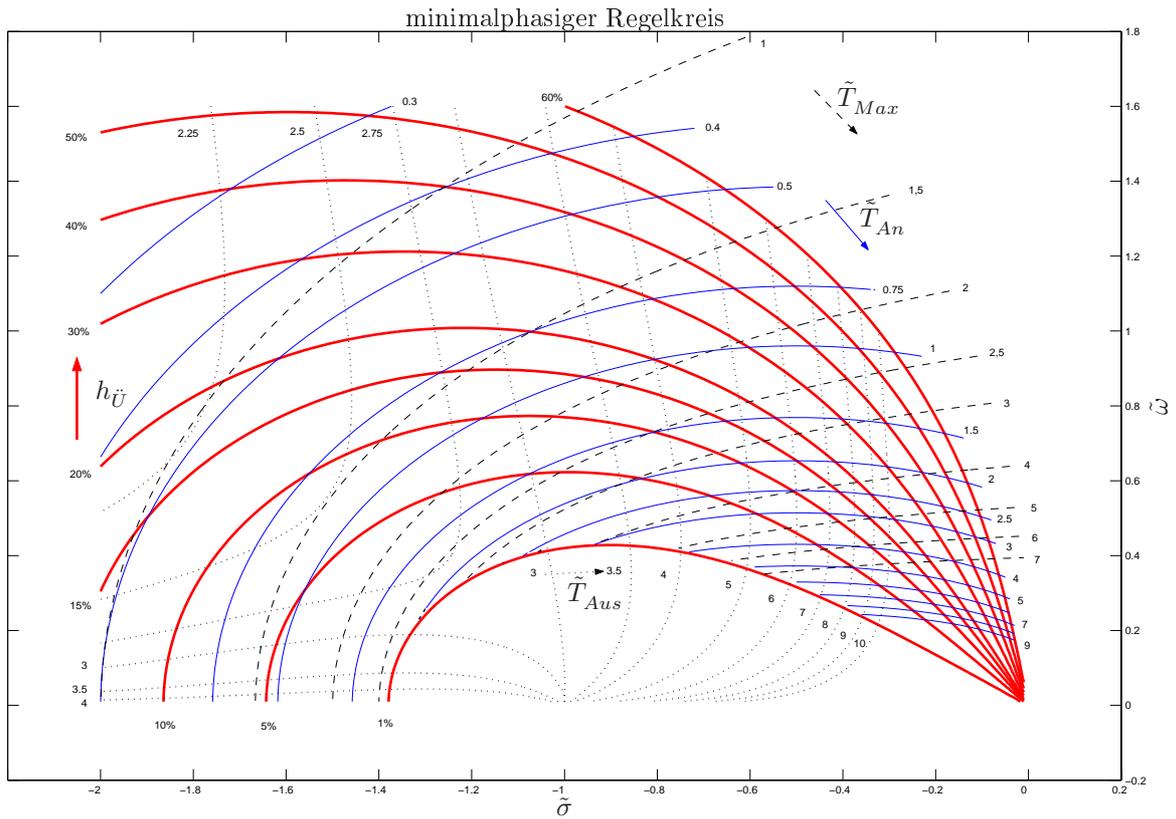


Bild 3.22: Quantitative Beziehungen zwischen Pollage und Regelkreiseigenschaften

3.6 Zusammenfassung

In diesem Kapitel wurde der Reglerentwurf durch Polvorgabe für Strecken diskutiert, die sich durch lineare Übertragungsfunktionen erster bzw. zweiter Ordnung mit einer dominierenden Zählerzeitkonstante T_D approximieren lassen. Berücksichtigt werden dabei auch Strecken mit Allpassverhalten, d.h. negativer Zählerzeitkonstante.

Es wird angenommen, dass nur eine Zählerzeitkonstante T_D vorliegt bzw. bei mehreren Zählerzeitkonstanten die Betrachtung auf eine dominierende Zählerzeitkonstante reduzierbar ist. Wie auch bei anderen Entwurfsverfahren wird vorausgesetzt, dass zwei dominierende Pole das Regelkreisverhalten bestimmen. Als Voraussetzung für einen Reglerentwurf werden die Zusammenhänge zwischen der Pollage in der linken s -Ebene und den Eigenschaften der Übergangsfunktion bestimmt. Anschließend wurden diese Beziehungen in dem Bereich der s -Ebene dargestellt, der für einen praktischen Reglerentwurf relevant ist. Durch normierte Darstellungen gelingt eine Verallgemeinerung, so dass auf einfache Weise Polgebiete für den Reglerentwurf vorgebar sind.

Festzuhalten bleibt allerdings, dass Beschränkungen hinsichtlich der Erreichbarkeit der Entwurfsvorgaben vorliegen, denn selbst wenn der Real- und Imaginärteil des Polpaares unabhängig voneinander vorgebar sind, liegen nur zwei frei wählbare Parameter vor.

Kapitel 4

Regelung der Pilotanlage bei Brennstoffschwankungen

In Kapitel 2 wurden zur Beschreibung der ϑ_A -Regelstrecken an der Pilotanlage PDT1- und PDT2-Entwurfsmodelle vorgeschlagen, die wegen ihrer Zählerzeitkonstante für die üblichen Einstellregeln bzw. Entwurfsverfahren ungeeignet sind. In Kapitel 3 wurde deshalb ermittelt, wie beim Vorliegen einer Zählerzeitkonstante die Pollage und das Regelkreisverhalten korrespondieren, so dass nun in Abschnitt 4.1 ein gezielter Entwurf durchführbar ist. Hierbei entstehen kaskadierte ϑ_A - ϑ_A^H -Regelungen, deren Auslegung über das Wurzelortskurvenverfahren erfolgt.

Zur Regelung werden in dieser Arbeit PID-Regler eingesetzt, denn wie die Literaturrecherche von Abschnitt 1.2 gezeigt hat, werden zur Regelung der hier betrachteten Prozesse mehrheitlich PID- bzw. PID-basierte Regelungen eingesetzt. Ihre weite Verbreitung, auch bei der Regelung von nichtlinearen, verteilten und zeitvarianten Prozessen, ist u.a. darauf zurückzuführen, dass sie eine Kombination aus hoher Wirksamkeit bei vergleichsweise einfacher Reglerstruktur darstellen [22]. Darüberhinaus sind sie für die in der Prozessindustrie häufig auftretenden Verzögerungsstrecken besonders geeignet [89, 100, 168]. Von Reinig und Nöth [129, 153] wird eingeschätzt, dass durch eine Optimierung der in der Prozessautomation eingesetzten PID-Regelungen i.Allg. bereits erhebliche Verbesserungen erzielbar sind. Die Bedeutung von PID-Regelungen und den Bedarf an neuen Regeln, Verfahren und Hilfsmitteln zu ihrer Auslegung wird u.a. durch die Arbeiten von Kuhn, Latzel, Klein, Preuss und Skogestad [87, 97, 99, 144, 173] unterstrichen.

In Abschnitt 4.1 wird auf den Entwurf und die Überprüfung der Regelungen an der Pilotanlage eingegangen. Hierbei wird zunächst der Fall betrachtet, dass die gasförmigen Brennstoffe konstante Eigenschaften aufweisen.

Bei diesen Verhältnissen lässt sich durch eine einseitige Entkopplung, die ein festes Luft-/Brennstoffverhältniss gewährleistet, der unerwünschte Einfluss der ϑ_A - ϑ_A^H -Regelung auf die Regelgröße O₂-Gehalt unterdrücken. Diese Entkopplung arbeitet jedoch nur dann korrekt, wenn der O₂-Gehalt unverändert bleibt. Um die Wirksamkeit der Entkopplung auf

verschiedene O_2 -Gehalte auszudehnen, wird im Abschnitt 4.2 eine führungsgrößenabhängige Adaption des Luft-/Brennstoffverhältnisses vorgeschlagen.

In Abschnitt 4.3 wird der Einfluss veränderlicher Brennstoffen auf ϑ_A - O_2 -Regelungen diskutiert. Zur Eingrenzung der Problemstellung wird davon ausgegangen, dass der Brennstoff einen unbekanntem variablen Inertanteil aufweist. Der Inertanteil bewirkt, dass der Heizwert und der Sauerstoffbedarf des Brennstoffs schwanken. Der Heizwert bestimmt zusammen mit dem Brennstoffstrom die Wärmefreisetzung (statisches Modell, S. 34, Gl. (2.10)) und beeinflusst damit unmittelbar Leistungs- und Temperaturregelungen.

Die Annahme eines Inertanteils vereinfacht die Betrachtungen insofern, weil dann der Heizwert und der Sauerstoffbedarf (im Gegensatz zum schwierigen allgemeinen Fall) nicht unabhängig voneinander schwanken. D.h. ist der Sauerstoffbedarf des Brennstoffs bekannt, lässt sich auch der Heizwert angeben.

Unter den realen technischen Bedingungen ist eine Messung von Brennstoffeigenschaften meist nicht möglich. Die Tatsache, dass die Verbrennung bei gasförmigen Brennstoffen sehr schnell abläuft, und der Brennstoff- und Luftstrom sowie der O_2 -Gehalt verzögerungsarm messbar sind, ermöglicht es den Sauerstoffbedarf des Brennstoffs (und damit auch den unbekanntem Inertanteil) schnell und indirekt zu ermitteln [206]. Die Kenntnis des Inertanteils ist als Grundlage für eine Anpassung von ϑ_A - O_2 -Regelungen an den Brennstoff nutzbar, wie in Abschnitt 4.3 gezeigt wird.

4.1 Entwurf und Validierung der Temperaturregelungen

Die für die Pilotanlage vorgesehene Regelung wurde in Abschnitt 2.4 als kaskadierte Temperaturregelung mit unterlagerter O_2 -Regelung konzipiert (Bild 2.22, S. 45). Dort erfolgte bereits auch die Zuordnung der Regelgrößen zu den entsprechenden Messpunkten.

Ein Entwurf von Kaskadenregelungen erfolgt nach Föllinger [48] in den drei Schritten:

1. Auslegung des inneren Kreises,
2. Ermitteln des Übertragungsverhaltens des inneren Kreises $G_{W,I}$ und
3. Auslegung des äußeren Kreises.

Der innere Regelkreis ist damit ein Teil der Strecke des äußeren Regelkreises. Bei der Auslegung des äußeren Regelkreises lässt sich der innere Regelkreis u.U. vernachlässigen. Das ist der Fall, wenn der innere Regelkreis stationär genau und schnell gegenüber dem äußeren Regelkreis ist (d.h. der Frequenzgang wird in dem für den äußeren Regelkreis interessanten Bereich durch den inneren Kreis nicht wesentlich beeinflusst, s.a. [104])

$$G_{W,I}(s) = \frac{Y^H(s)}{Y^{H,Soll}(s)} \approx 1. \quad (4.1)$$

In diesem Fall reduziert sich der Kaskadenreglerentwurf auf die zwei Schritte: Auslegung des äußeren Reglers $G_{R,A}$ für die Strecke $G_{S,A}$ und der Entwurf eines stationär genauen und schnellen inneren Reglers $G_{R,I}$ für die Strecke $G_{S,I}$ (Bild 4.1).

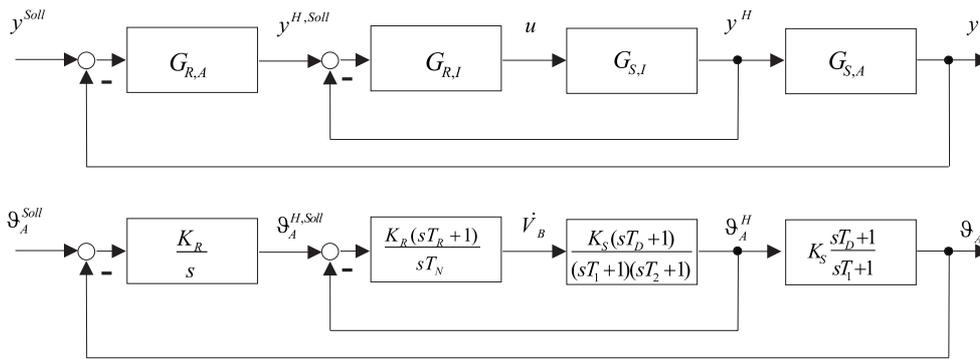


Bild 4.1: Kaskadierter Regelkreis

Regelung bei minimalphasiger Strecke

Die in Kapitel 3 abgeleiteten Beziehungen für einen Regelkreis mit zwei Polen und einer Nullstelle sind für Regelungen mit PDT1- und PDT2-Strecken anwendbar, wenn für minimalphasige PDT1-Strecken

$$G_S(s) = \frac{K_S(1 + sT_D)}{sT_1 + 1} \quad \text{mit} \quad T_D < T_1 \quad (4.2)$$

I-Regler (Bild 4.2)

$$G_R(s) = \frac{K_R}{sT_N} \quad (4.3)$$

und für PDT2-Strecken

$$G_S(s) = \frac{K_S(1 + sT_D)}{(sT_1 + 1)(sT_2 + 1)} \quad \text{mit} \quad T_1 < T_D < T_2 \quad (4.4)$$

PI-Regler eingesetzt werden (Bild 4.3)

$$G_R(s) = \frac{K_R(1 + sT_R)}{sT_N}. \quad (4.5)$$

Erfolgt beim PI-Regler eine Kompensation der kleineren Streckenzeitkonstante $T_R = T_1$, wird der PI-Reglerentwurf auf den eines I-Reglers für eine PDT1-Strecke zurückgeführt.

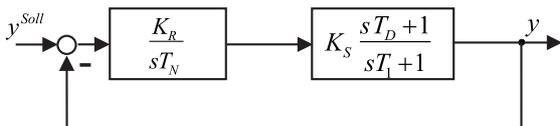


Bild 4.2: PDT1-Strecke und I-Regler

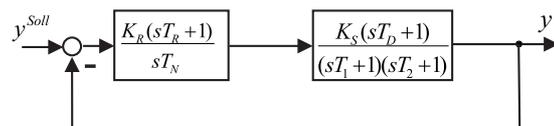


Bild 4.3: PDT2-Strecke und PI-Regler

Die Parametrierung der I- bzw. PI-Regler erfolgt über das Wurzelortskurvenverfahren, denn in beiden Fällen besteht der Freiheitsgrad lediglich in der Festlegung der Reglerverstärkung K_R bzw. der Verstärkung des offenen Kreises K_0 . Die Wurzelortskurve gibt die Pollage in Abhängigkeit von K_0 an, so dass aus ihr in Verbindung mit der Darstellung von

Bild 3.22 (S. 68) ablesbar ist, ob und bei welcher Verstärkung die Entwurfsvorgaben erfüllt sind [208, 209].

Den qualitativen Wurzelortskurvenverlauf zeigt das Bild 4.4, durch das Symbol „ \times “ sind die Pole bei $K_0 = 0$ markiert, die Nullstelle ist durch „ \circ “ gekennzeichnet. Aus dem Verlauf der Wurzelortskurve ist ersichtlich, dass bei einem I-Regler an einer PDT1-Strecke (4.2) nur in einem bestimmten Verstärkungsbereich konjugiert komplexe Polpaare vorliegen. Außerhalb dieses Bereichs liegen negativ reelle Pole vor. Das bedeutet zum einen, dass der Regelkreis für alle Verstärkungen stabil ist, zum anderen jedoch auch, dass die graphischen Darstellungen von Kapitel 3 nur für einen bestimmten Verstärkungsbereich nutzbar sind. Diese Einschränkung ist auch vom IT1-Entwurf bekannt, auch dort treten erst ab einer bestimmten Mindestverstärkung konjugiert komplexe Pole auf, für die die bekannten Beziehungen in der s -Ebene gelten (Bild 3.4, S. 56).

Das Bild 4.5 zeigt den prinzipiellen Wurzelortskurvenverlauf bei einem PI-Regler mit einer PDT2-Strecke, wenn entgegen dem Vorschlag ($T_R = T_1$) durch den Regler eine Kompensation der größeren Nennerzeitkonstante erfolgt ($T_R = T_2$). Die Regelkreispole sind für alle $K_0 > 0$ negativ reell.

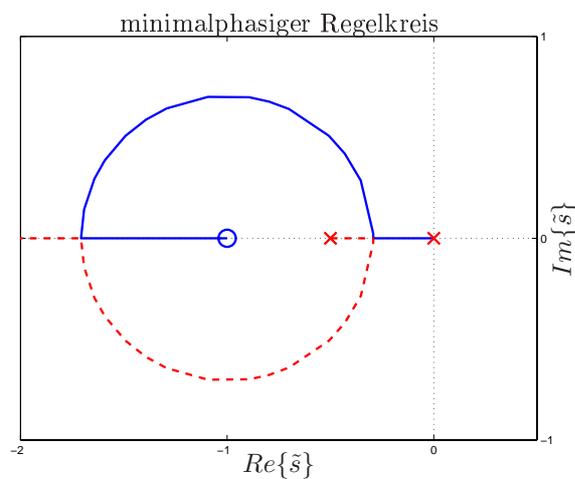


Bild 4.4: Wurzelortskurve bei PDT1-Strecke und I-Regler sowie PDT2-Strecke und PI-Regler bei $T_R = T_1$

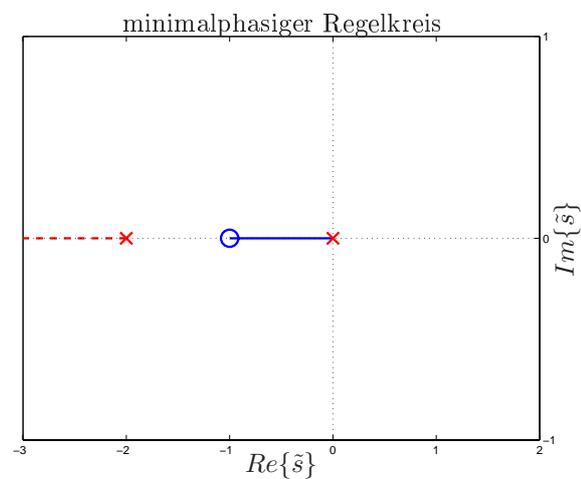


Bild 4.5: Wurzelortskurve bei PDT2-Strecke und PI-Regler bei $T_R = T_2$

Für die kaskadierte Temperaturregelung an der Pilotanlage wird entsprechend den PDT1- und PDT2-Entwurfsmodellen eine I-PI-Regelung ausgelegt (4.1). Bei der Auslegung des äußeren Regelkreises wird das Führungsverhalten des inneren Kreises $G_{W,I}$ vernachlässigt (4.1). Dies ist zulässig, denn der innere Kreis ist wegen des PI-Reglers ohne bleibende Regelabweichung und der innere Kreis wird gegenüber dem äußeren Kreis schnell ausgelegt. Beim Entwurf wird die Dynamik von innerem und äußeren Regelkreis durch die Anregelzeit T_{An} ausgedrückt. Es zeigte sich, dass die dynamische Trennung der Regelkreise bereits gelingt, wenn die Anregelzeit des äußeren Kreises $T_{An,A}$ mindestens das Fünffache der Anregelzeit des inneren Kreises $T_{An,I}$ beträgt.

Regelung bei nichtminimalphasiger Strecke

Die in Kapitel 3 dargestellten Zusammenhänge gelten für einen Regelkreis, dessen Führungsverhalten durch eine Nullstelle und zwei Polstellen beschrieben ist. Im Fall nichtminimalphasiger PDT1-Strecken

$$G_S(s) = K_S \frac{1 - sT_D}{sT_1 + 1} \quad (4.6)$$

ist diese Voraussetzung erfüllt, wenn I-Reglern (4.3) verwendet werden. Bei PDT2-Strecken

$$G_S(s) = \frac{K_S(1 - sT_D)}{(sT_1 + 1)(sT_2 + 1)} \quad (4.7)$$

sind PI-Regler einzusetzen, wobei im Regler eine Nennerzeitkonstante kompensiert werden muss.

Anmerkung: Im Unterschied zu den minimalphasigen Temperaturregelstrecken, bei denen zwischen den Zähler- und Nennerzeitkonstanten nur bestimmte Verhältnisse auftreten (bei PDT1-Strecken gilt $T_D < T_1$ und bei PDT2-Strecken $T_1 < T_D < T_2$) sind derartige Einschränkungen bei den nichtminimalphasigen Strecken nicht bekannt.

Den qualitativen Wurzelortskurvenverlauf bei einer PDT1-Strecke und einem I-Regler zeigt das Bild 4.6. Für die PDT2-Strecke mit dem PI-Regler ergibt sich ein prinzipiell gleicher Verlauf. Im Unterschied zum minimalphasigen Fall ist der qualitative Verlauf unabhängig davon, welche Nennerzeitkonstante kompensiert wird. Weitere Unterschiede zum minimalphasigen Fall sind, dass nun ab einer bestimmten Kreisverstärkung ausschließlich konjugiert komplexe Pole auftreten und der Regelkreis für hohe Verstärkungen instabil wird.

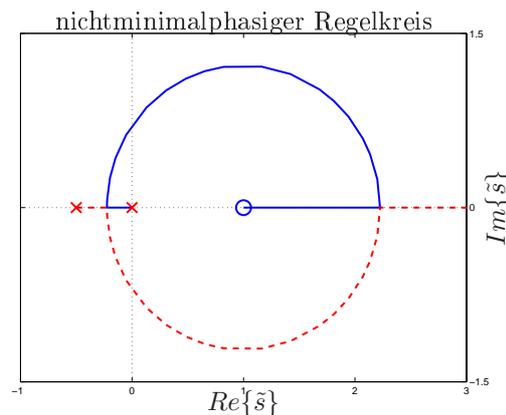


Bild 4.6: Wurzelortskurve bei PDT1-Strecke und I-Regler sowie PDT2-Strecke mit PI-Regler (nichtminimalphasige Strecken)

Validierung der Regelungen an der Pilotanlage

Bei der experimentellen Überprüfung der ϑ_A - ϑ_A^H - O_2 -Regelungen wurde zunächst die unterlagerte Brennstoff- und Luftstromregelung betrachtet. Es zeigte sich, dass die (Norm-)

Volumenstromregelungen von Brennstoff \dot{V}_B und Luft \dot{V}_L in bestimmten Fällen asynchron arbeiten, d.h. gleiche Führungsgrößenänderungen führen nicht zu gleichen Regelgrößenänderungen. Ein Gleichlauf von Brennstoff- und Luftregelung ist erforderlich, damit die Temperaturregelung keinen Einfluss auf den O₂-Gehalt ausübt (statisches Modell, Abschnitt 2.2.3, S. 35). Abweichungen vom Gleichlauf wurden bei schnell veränderlichen Sollwertverläufen beobachtet.

Das Bild 4.7 verdeutlicht dies am Beispiel einer kaskadierten Temperaturregelung. Die \dot{V}_B - und \dot{V}_L -Regelung verläuft trotz gleichlaufender Sollwertvorgaben verschieden. Dies schlägt sich ab dem Zeitpunkt $t \approx 35\text{s}$ in deutlichen Abweichungen beim O₂-Gehalt und der Abgas- temperatur des inneren Regelkreises ϑ_A^H nieder (in diesen und in den weiteren Bildern sind die Kurven der Sollwerte gestrichelt, und die der Regelgrößen durchgezogen dargestellt). Für Untersuchungen an der Pilotanlage hat das zur Konsequenz, dass die Temperatur- und Sauerstoffregelungen nur so schnell ausgelegt werden können, dass die Stellgrößen durch die unterlagerte \dot{V}_B - \dot{V}_L -Regelung ausreichend schnell sind.

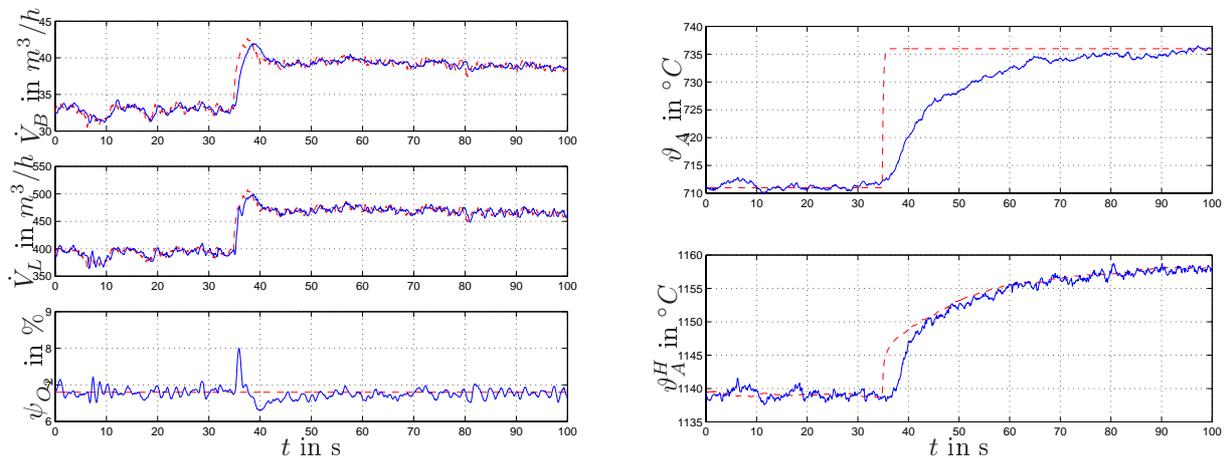


Bild 4.7: Asynchroner Verlauf von \dot{V}_B und \dot{V}_L und die resultierende O₂-Abweichung (links) sowie die Regelgrößen ϑ_A und ϑ_A^H

Die Simulationsuntersuchungen am theoretischen Prozessmodell und die experimentellen Untersuchungen an der Pilotanlage zeigen ein arbeitspunktabhängiges Verhalten der Regelstrecken. Verlässt eine Regelung den Arbeitspunkt, für den sie ausgelegt wurde, weicht ihr Verhalten bekanntlich mehr oder weniger vom spezifizierten Entwurfverhalten ab. Wie stark diese Abweichungen sind, ist abhängig von der Reglerparametrierung und der Regelungsstruktur.

In Übereinstimmung von simulativen und experimentellen Untersuchungen zeigte sich jedoch, dass sich das Verhalten von Regelungen, die für einen Arbeitspunkt im mittleren Aussteuerbereich der Anlage ausgelegt sind, beim Verlassen des Arbeitspunktes nur relativ gering ändert. In einigen Fällen sind die Verhaltensänderungen so gering, dass sie wegen des geringen Signal-Rauschabstands bei den experimentell ermittelten Regelgrößenverläufen nicht eindeutig nachweisbar sind.

Die Bilder 4.8 und 4.9 stellen zwei Beispiele für das Führungsverhalten einer für den Arbeitspunkt im mittleren Aussteuerbereich ($P = 300 \text{ KW}$, $\lambda = 1,4$) ausgelegten ϑ_A - ϑ_A^H - O_2 -Regelung dar, wenn eine größere Auslenkung um den Arbeitspunkt erfolgt ($P = 200$ bis 400 KW bei $\lambda=1,4$). Die Entwurfsvorgaben für die kaskadierte Temperaturregelung lauten in diesem Fall für den inneren Kreis $T_{An,I} = 15 \text{ s}$ und für den äußeren Kreis $T_{An,A} = 100 \text{ s}$.

Das nichtlineare Verhalten der Temperaturregelstrecken tritt vor allem im vorderen Anlaufbereich (Brennkammer) auf. Dieser Bereich ist die Regelstrecke des inneren Regelkreises der ϑ_A - ϑ_A^H -Regelung. Infolge der unterlagerten ϑ_A^H -Regelung entsteht ein geschlossenes System, bei dem sich die Parameterunsicherheiten der ϑ_A^H -Strecke nur noch gering im Verhalten des geschlossenen Regelkreises auswirken.

Um die Wirkung des inneren Regelkreises zu überprüfen wurden einschleifige Temperaturregelungen mit einem I-Regler an der Pilotanlage aufgebaut, und mit den kaskadierten I-PI-Regelungen verglichen. Die einschleifigen I-Regler wurden für die gleichen Arbeitspunkte wie die kaskadierten I-PI-Regelungen ausgelegt, wobei für die Abgastemperatur am Ende des Rohrreaktors ϑ_A eine identische Anregelzeit T_{An} vorgegeben wurde. Es zeigte sich, dass die einschleifigen Regelungen bei gleicher Anregelzeit T_{An} deutlich geringer gedämpft sind als die kaskadierten Regelungen. Die kaskadierten Regelungen weisen ein Überspringen im Bereich von $h_{\ddot{u}} = 10\%$ auf, bei den einschleifigen ϑ_A -Regelungen liegt die Überspringweite mit bis zu $h_{\ddot{u}} = 40\%$ deutlich höher.

An der Pilotanlage lassen sich die O_2 -Strecken mit guter Näherung durch PT2-Glieder beschreiben. Die Auslegung der O_2 -Regler erfolgte als PI-Regler über einen IT1-Entwurf. Die Dynamik der O_2 -Strecke an der Pilotanlage ist weitgehend arbeitspunktunabhängig. Zwar ist bekannt, dass wegen der arbeitspunktabhängigen Strömungsverhältnisse auch die eigentliche Streckendynamik arbeitspunktabhängig ist, jedoch wird sie maßgeblich durch die vergleichsweise träge (und arbeitspunktunabhängige) O_2 -Messdynamik und die unterlagerte \dot{V}_B - und \dot{V}_L -Regelung festgelegt.

Alternative Regelungen

Alternativ zu den hier vorgeschlagenen I-PI-Temperaturregelungen wurde u.a. ein Entwurf nach Ziegler-Nichols und ein IMC-Reglerentwurf (IMC... Internal Model Control) nach Lunze [104] durchgeführt [197, 207]. Der Aufbau der IMC-Regler ist in Anhang A.4 dargestellt. Für die Reglereinstellung nach Ziegler-Nichols wurden am theoretischen Prozessmodell Schwingungsuntersuchungen durchgeführt. Die PDT1- und PDT2- Entwurfsmodelle sind hierzu nicht nutzbar, denn sie lassen sich durch P-Regler nicht zu Schwingungen anregen. Die entstandenen PI-P-Regler wurden am theoretischen Prozessmodell überprüft. Es zeigte sich, dass der innere Regelkreis mit dem P-Regler stabil ist, die kaskadierte Regelung ist jedoch instabil. Damit sind die Einstellregeln von Ziegler-Nichols für die hier betrachteten Strecken ungeeignet.

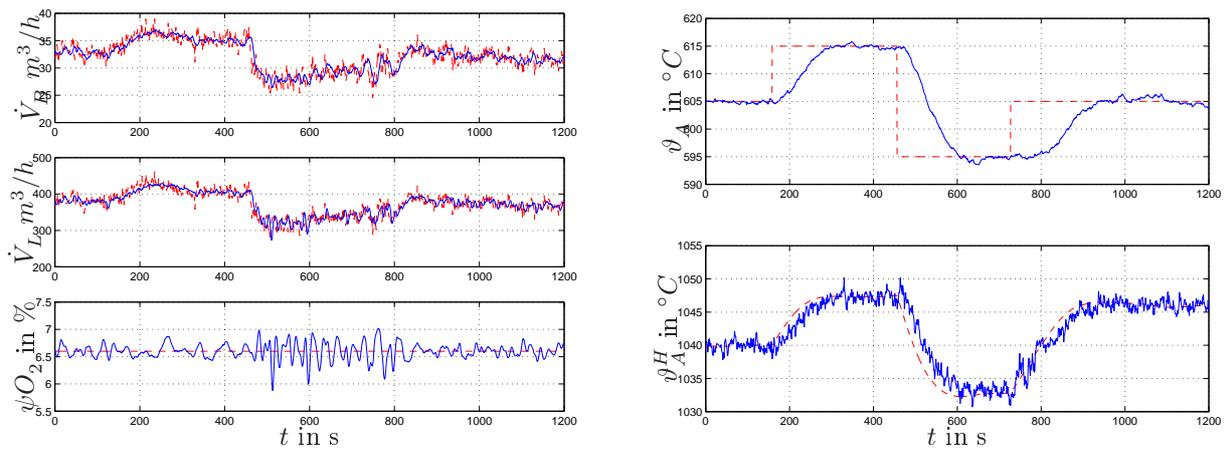


Bild 4.8: I-PI-Regelung bei $P = 200$ bis 300 KW und $\lambda = 1.4$; \dot{V}_B , \dot{V}_L und der O_2 -Gehalt (links) sowie die Regelgrößen ϑ_A und ϑ_A^H

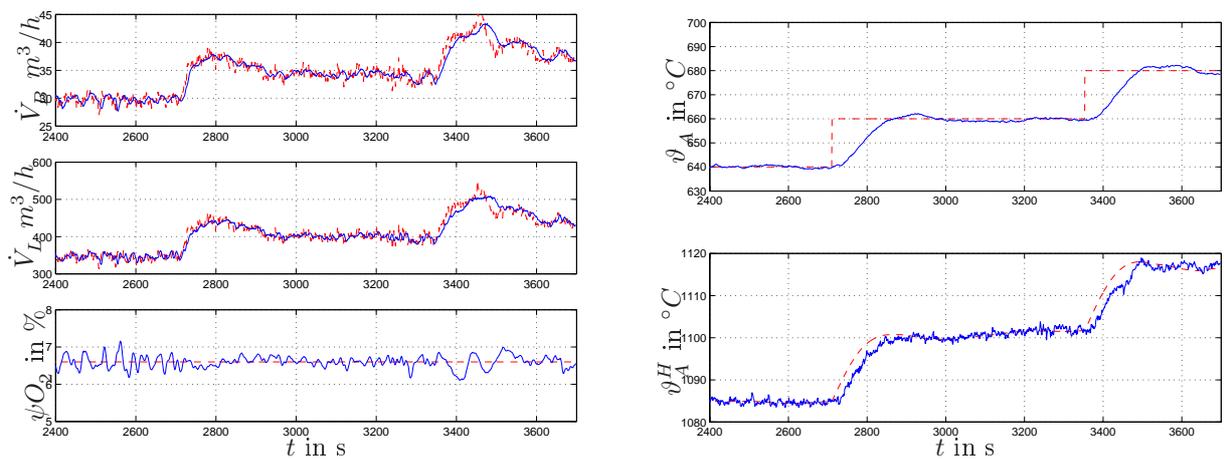


Bild 4.9: I-PI-Regelung $P = 300$ bis 400 KW, $\lambda = 1.4$; \dot{V}_B , \dot{V}_L und der O_2 -Gehalt (links) sowie die Regelgrößen ϑ_A und ϑ_A^H

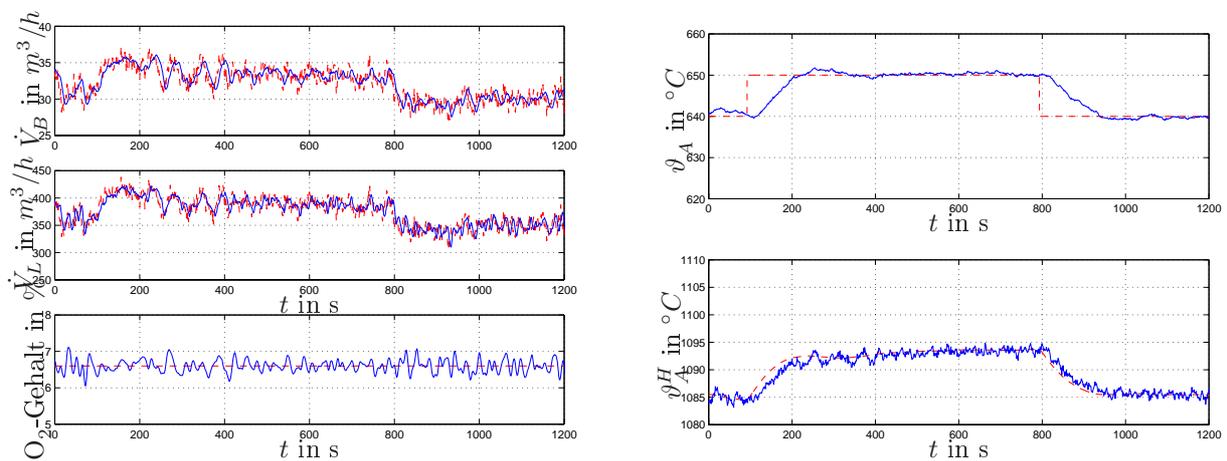


Bild 4.10: IMC-Regelung (300 KW und $\lambda = 1.4$); \dot{V}_B , \dot{V}_L und O_2 -Gehalt (links) sowie die Regelgrößen ϑ_A und ϑ_A^H

In Anlehnung an das von Lunze [104] vorgeschlagenen Vorgehen wurde eine kaskadierte IMC-Abgastemperaturregelung aufgebaut. Die Regelkreisdynamik ist hierbei durch die Zeitkonstanten von PT1-Gliedern (Filtern) vorgegeben, so dass sich eine dynamische Trennung von innerem und äußerem Kreis durch die Vorgabe verschiedener Filterzeitkonstanten $T_{F,I}$ und $T_{F,A}$ realisieren lässt. Diese Regler wurden am theoretischen Prozessmodell und an der Pilotanlage erfolgreich getestet. Ein Beispiel für ihre Arbeitsweise an der Pilotanlage zeigt das Bild 4.10. Die IMC-Regler besitzen eine den I-PI-Regelungen vergleichbare Regelgüte. Sie sind jedoch komplexer und nicht mit Standard-PID-Reglern umsetzbar.

4.2 Sollwertgesteuerte Regelung

Das in Abschnitt 2.2 (S. 31) vorgestellte statische Modell eines Verbrennungsprozesses besagt, dass der O_2 -Gehalts im Abgas vom Verhältnis K_{LB} des Luft- und Brennstoffstroms

$$K_{LB}^V = \frac{\dot{V}_L}{\dot{V}_B} \quad \text{bzw.} \quad K_{LB}^M = \frac{\dot{M}_L}{\dot{M}_B}, \quad (4.8)$$

sowie vom Luftbedarf L_L bzw. dem Sauerstoffbedarf L_{O_2} des Brennstoffs abhängt. Das für einen bestimmten O_2 -Gehalt erforderliche Luft-/Brennstoffverhältnis K_{LB} ist durch Umstellen von Gl. (2.9) gegeben¹

$$K_{LB}^V = \frac{\frac{\psi_{O_2,A}}{\psi_{O_2,L}} + L_L^V}{1 - \frac{\psi_{O_2,A}}{\psi_{O_2,L}}} = \lambda L_L^V, \quad \text{wobei gilt } L_L^V \leq K_{LB}^V < \infty. \quad (4.9)$$

Um den Einfluss des Brennstoffstroms, der Stellgröße von ϑ_A - und P -Regelungen, auf den O_2 -Gehalt zu minimieren, wird zur einseitigen Entkopplung ein festes Luft-/Brennstoffverhältnis K_{LB} eingestellt (Bild 4.11(A)).

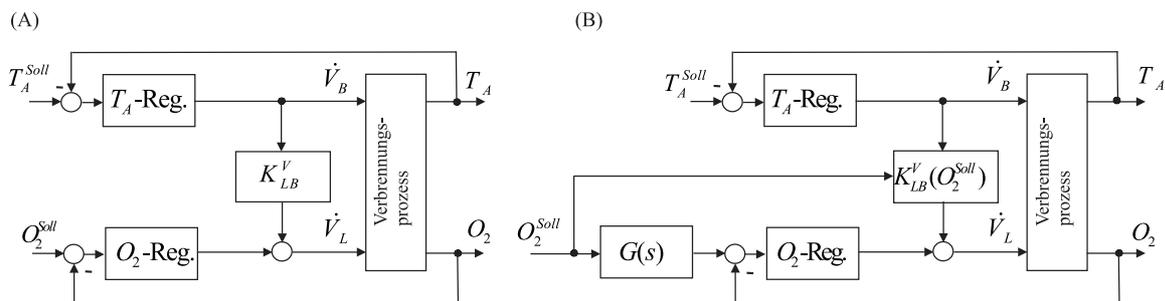


Bild 4.11: Konventionelle ϑ_A - O_2 -Regelung und ϑ_A - O_2 -Regelung mit sollwertgesteuerter Adaption des Luft-/Brennstoffverhältnisses

Weil die einseitige Entkopplung für einen festen O_2 -Arbeitspunkt ausgelegt ist, ist sie beim Verlassen des O_2 -Arbeitspunkts fehlangepasst, so dass die O_2 -Regelung durch die

¹Weil die O_2 -Messung i.d.R. als Volumenanteil erfolgt, werden nachfolgend nur volumenbezogene Beziehungen angegeben.

ϑ_A -Regelung beeinflusst wird. Deshalb wird vorgeschlagen, dass Luft-/Brennstoffverhältnis an den O_2 -Sollwert anzupassen (Bild 4.11 (B))

$$K_{LB}^V(\psi_{O_2,A}^{Soll}) = \frac{\frac{\psi_{O_2,A}^{Soll}}{\psi_{O_2,L}} + L_L^V}{1 - \frac{\psi_{O_2,A}^{Soll}}{\psi_{O_2,L}}}. \quad (4.10)$$

Zur Verbesserung des Führungsverhaltens trägt weiterhin eine verzögerte Sollwertaufschaltung bei. Dies ist dadurch zu erklären, dass die O_2 -Sollwertänderung direkt auf das Luft-/Brennstoffverhältnis wirkt. Im Abgas ändert sich dadurch der O_2 -Gehalt sehr rasch. Aufgrund der Verzögerung bei der O_2 -Messung ergibt sich ohne eine Sollwertverzögerung ein Regelfehler und folglich eine (in diesem Fall unerwünschten) Reaktion der Stellgröße Luftstrom.

Die Wirkungsweise der konventionellen Regelungen (A) und der adaptiven Regelung (B) von Bild 4.11 wurden am theoretischen Prozessmodell simulativ untersucht. Da es für die untersuchten Zusammenhänge unerheblich ist, ob eine einschleifige oder eine kaskadierte Temperaturregelung vorliegt, wurden erstere betrachtet. Die Regelungen sind jeweils identisch parametrisiert, die Verläufe der Sollwertänderungen stimmen ebenfalls überein.

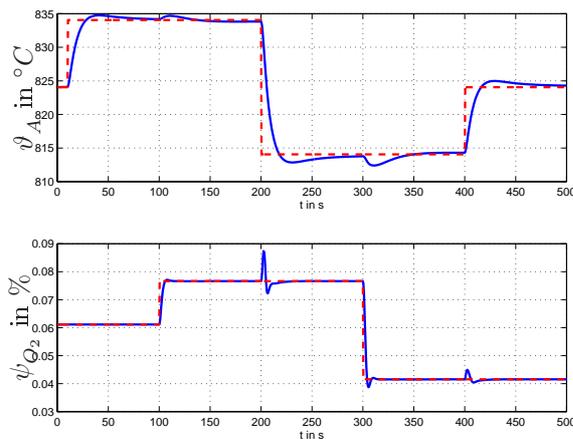


Bild 4.12: Konventionelle ϑ_A - O_2 -Regelung, Regelgrößen ϑ_A und O_2 -Gehalt

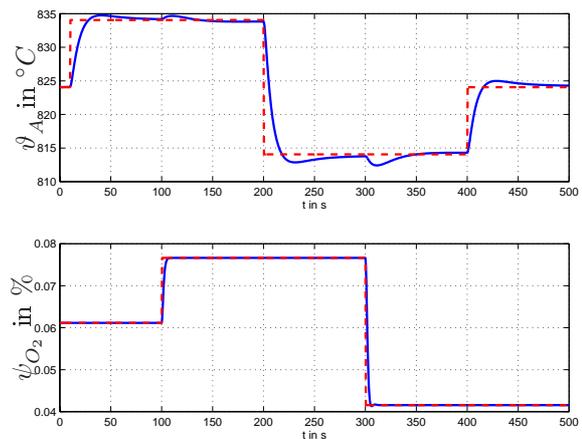


Bild 4.13: ϑ_A - O_2 -Regelung mit sollwertgesteuerter Adaption von K_{LB}^V , Regelgrößen ϑ_A und O_2 -Gehalt

Zwei typische Beispiele für das Regelkreisverhalten zeigen die Bilder 4.12 und 4.13. Zum Zeitpunkt $t = 10s$ wird der ϑ_A -Sollwert erhöht. In beiden Fällen treten O_2 -Abweichungen nicht auf, weil das Luft-/Brennstoffverhältnis für diesen Arbeitspunkt ausgelegt ist.

Durch eine Sollwertänderung verlässt der O_2 -Gehalt ab dem Zeitpunkt $t = 100s$ diesen Arbeitspunkt. Erfolgt nun bei $t = 200s$ wiederum eine Änderung des ϑ_A -Sollwerts, tritt bei der konventionellen Regelung (Bild 4.12) eine O_2 -Abweichungen auf, bei der sollwertadaptierten Regelung bleibt der O_2 -Gehalt konstant. Bei der erneuten ϑ_A -Sollwertänderung zum Zeit-

punkt $t = 400\text{s}$ liegen wiederum nur bei der konventionellen Regelung eine O_2 -Abweichung vor.

4.3 Regelung bei Brennstoffschwankungen

Bei veränderlichen Brennstoffen ist für eine optimale Verbrennung eine Anpassung der Prozessführung erforderlich. Bestimmte Brennstoffschwankungen (z.B. Heizwertschwankungen oder ein veränderlicher Luftbedarf) beeinflussen nicht nur Regelgrößen wie die Abgastemperatur, die Leistung und den O_2 -Gehalt sondern auch die Eigenschaften der entsprechenden Regelstrecken. Fest eingestellte Regelungen weichen dann vom vorgesehenen Verhalten ab. Daher ist eine Regleranpassung an die jeweiligen Brennstoffe erforderlich. Ein brennstoffunabhängiges Regelverhalten ist aufgrund der physikalisch-technischen Einschränkungen allerdings nur innerhalb bestimmter Grenzen erreichbar.

Eine weitere Schwierigkeit besteht darin, dass sich die Brennstoffeigenschaften im Regelfall nicht online messen lassen. Prinzipiell ist es unter bestimmte Annahmen jedoch möglich, Brennstoffeigenschaften über ihre Wirkung auf die Verbrennung zu bestimmen.

Verändert sich brennstoffinduziert die Abgastemperatur, wird die Ermittlung der brennstoffseitigen Ursache vor allem dadurch behindert, dass sie durch Wärmespeicher- und Austauschvorgänge überlagert wird, und sich meist erst nach längerer Zeit stationäre Verhältnisse ergeben. Dahingegen reagiert der O_2 -Gehalt mit geringer Verzögerung und weitgehend frei von störenden Überlagerungen. Diese Aussage gilt für schnelle Verbrennungen, die überwiegend in der Gasphase stattfinden (Umsetzung von Brenngasen und Flüssigkeiten), bei Festbrennstoffen mit einem dominierenden und trägen Feststoffabbrand gilt dies nicht. Bei schnellen Verbrennungen kann bezüglich des O_2 -Gehalts (im Vergleich zur Temperaturdynamik) mit quasistatischen Verhältnissen gerechnet werden, so dass zur Bestimmung von Brennstoffeigenschaften statische Modelle nutzbar sind.

Dies ist bei gasförmigen oder flüssigen Brennstoffen der Fall, wenn ihre schwankenden Eigenschaften auf einen variablen Inertanteil $\xi_{B,I}$ bzw. $\psi_{B,I}$ zurückzuführen sind. D.h. der Brennstoff besteht aus einem Brennanteil $\psi_{B,B}$ und einem Inertanteil $\psi_{B,I}$

$$\psi_{B,I} + \psi_{B,B} = 1, \quad (4.11)$$

wobei die Eigenschaften der brennbaren Brennstoffkomponenten wie Heizwert H_B^M und Sauerstoffbedarf $L_{\text{O}_2,B}^V$ bzw. Luftbedarf $L_{L,B}^V$ konstant sind.²

Weist ein Brennstoff einen Inertanteil $\psi_{B,B}$ auf, beeinflusst er den O_2 -Gehalt im Abgas.

²Ein solcher Brennstoff ist beispielsweise ein Prozessabgas aus den brennbaren Komponenten Methan und Propan und einem veränderlichen Inertanteil aus Stickstoff und Kohlendioxid. Um die Voraussetzung von konstanten Eigenschaften der brennbaren Komponenten zu erfüllen, muss ein konstantes Verhältnis von Methan und Propan vorliegen.

Aus einer Massebilanz ergibt sich für den volumenbezogenen O₂-Gehalt

$$\psi_{O_2,A} = \psi_{O_2,L} \frac{K_{LB}^V - L_{L,B}^V \psi_{B,B}}{1 + K_{LB}^V}. \quad (4.12)$$

Durch Umstellen nach dem Brennstoffanteil ergibt sich

$$\psi_{B,B} = \frac{1}{L_{L,B}^V} \left(K_{LB}^V - \frac{\psi_{O_2,A}}{\psi_{O_2,L}} (1 + K_{LB}^V) \right). \quad (4.13)$$

Mit dieser Beziehung ist es möglich, aus den Messgrößen O₂-Gehalt $\psi_{O_2,A}$ sowie Luft- und Brennstoffstrom den unbekanntem Brennstoffanteil $\psi_{B,B}$ zu bestimmen (Bild 4.14)

$$\hat{\psi}_{B,B}(\dot{V}_B, \dot{V}_L, \psi_{O_2,A}) = \frac{1}{L_{L,B}^V} \left(\frac{\dot{V}_L}{\dot{V}_B} - \frac{\psi_{O_2,A}}{\psi_{O_2,L}} \left(1 + \frac{\dot{V}_L}{\dot{V}_B} \right) \right). \quad (4.14)$$

Dieser indirekte Ermittlung des Brennstoffanteils ist dann sinnvoll, wenn die Verbrennung vergleichsweise schnell abläuft. Darüber hinaus muss gewährleistet sein, dass die Verzögerungen bei der Messung von Brennstoff- und Luftstrom sowie O₂-Gehalt jeweils identisch sind. Stimmen die Messdynamiken nicht überein, muss zur Dynamikanpassung eine Signalfilterung erfolgen.

Bei Brennstoffen mit schwankendem Inertanteil verändert sich der Brennstoffluftbedarf, so dass für eine entkoppelte ϑ_A -O₂-Regelung das voreingestellte Luft-/Brennstoffverhältnis K_{LB}^V anzupassen ist. Das gesuchte K_{LB}^V ergibt sich durch Umstellen von (4.12) zu

$$K_{LB}^V(\psi_{O_2,A}^{Soll}, \hat{\psi}_{B,B}) = \frac{L_{L,B}^V \hat{\psi}_{B,B} + \frac{\psi_{O_2,A}^{Soll}}{\psi_{O_2,L}}}{1 - \frac{\psi_{O_2,A}^{Soll}}{\psi_{O_2,L}}}, \quad (4.15)$$

wobei anstelle von $\psi_{B,B}$ (dem tatsächlichen aber a-priori unbekanntem Brennstoffanteil) $\hat{\psi}_{B,B}$ einzusetzen ist.

Der Brennstoff- bzw. Inertanteil legt die Verbrennungswärme \dot{Q}_B fest, und beeinflusst damit unmittelbar auch die Abgastemperatur ϑ_A (statisches Modell, Gl. 2.10, S. 34)

$$\dot{Q}_B = \psi_{B,B} H_B^V \dot{V}_B. \quad (4.16)$$

Ein Inertanteil bedeutet damit eine parametrische Störung der Stellgröße Brennstoffstrom. Wird der veränderliche Inertanteil in der o.g. Weise bestimmt, lässt sich der Brennstoffstrom so anpassen, dass der Verbrennungswärmestrom konstant bleibt

$$\dot{V}_B = K u_1 = \frac{1}{1 - \hat{\psi}_{B,I}} u_1 = \frac{1}{\hat{\psi}_{B,B}}. \quad (4.17)$$

Dabei bezeichnet u_1 den Reglerausgang der Temperaturregelung. Aus Sicht der ϑ_A -O₂-Regelung wird durch die Anpassung des Luft-/Brennstoffverhältnisses und die Korrektur des Ausgangs der Temperaturregelung der statische Einfluss des Inertanteils auf die Regelstrecken kompensiert (Bild 4.14).

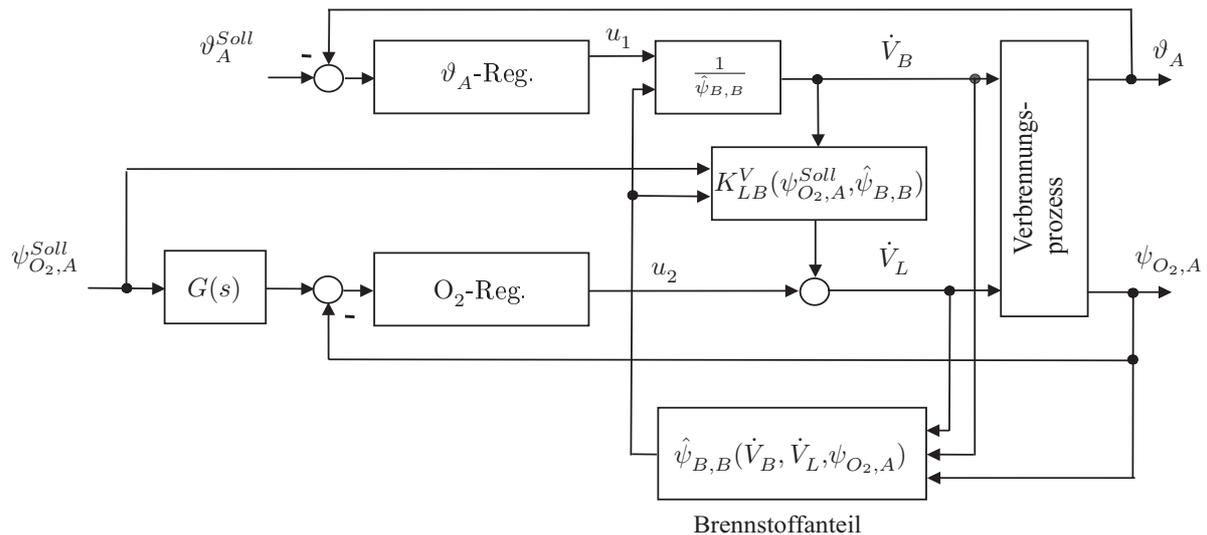


Bild 4.14: Adaption von ϑ_A - O_2 -Regelungen bei Brennstoffen mit variablem Inertanteil

Die Leistungsfähigkeit einer solchen Regelung wird durch eine Gegenüberstellung mit einer konventionellen ϑ_A - O_2 -Regelung verdeutlicht. Grundlage der Untersuchungen ist das theoretische Prozessmodell von Kapitel 2. Zur Vereinfachung werden hier jedoch einschleifige ϑ_A -Regelungen eingesetzt. Die adaptive und die konventionelle ϑ_A - O_2 -Regelung sind identisch parametrisiert.

Das Bild 4.15 stellt den zeitlichen Verlauf der veränderlichen Brenngaszusammensetzung dar. Ausgegangen wird von einem Brennstoff der aus Methan und inertem Stickstoff besteht. Die Nominalzusammensetzung ist $\psi_{B,B} = \psi_{CH_4} = 0,5$ und $\psi_{B,I} = \psi_{N_2} = 0,5$. Zum Zeitpunkt $t = 20s$ steigt der Methananteil auf 0,8 Volumenanteile, bei $t = 300s$ fällt er wieder auf 0,2 ab. Die Bilder 4.16 und 4.17 zeigen die konventionelle und die adaptive ϑ_A - O_2 -Regelung wenn der Sollwert der Temperatur variiert wird.

Dahingegen zeigen die Bilder 4.18 und 4.19 eine Gegenüberstellung bei Änderung des O_2 -Sollwerts. Der Vergleich zwischen einer konventionellen ϑ_A - O_2 -Regelung und der adaptiven ϑ_A - O_2 -Regelung zeigt, dass

- die durch die Brennstoffschwankungen hervorgerufenen Störungen durch die adaptive Regelung stets wesentlich schneller ausgeglet werden,
- die maximalen Temperaturabweichungen bei der adaptiven Regelung deutlich geringer sind, wobei sich die maximalen O_2 -Abweichungen aber nur unwesentlich unterscheiden,
- bei schwankenden Brennstoffeigenschaften eine ϑ_A -Sollwertänderung bei der adaptiven ϑ_A - O_2 -Regelung (im Unterschied zur konventionellen Regelung) den O_2 -Gehalt nicht beeinflusst

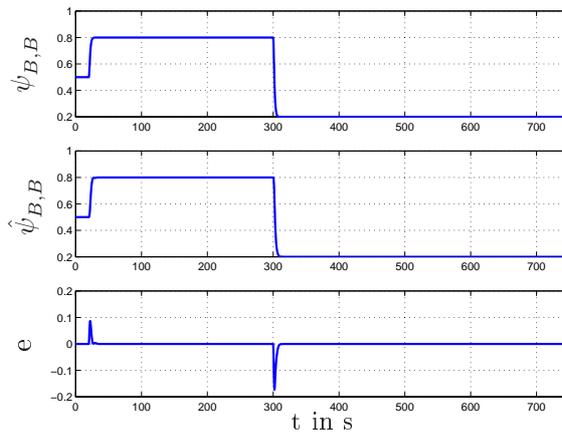


Bild 4.15: Brennanteil $\psi_{B,B}$ und $\hat{\psi}_{B,B}$ sowie die Abweichung e mit $(e = \psi_{B,B} - \hat{\psi}_{B,B})$

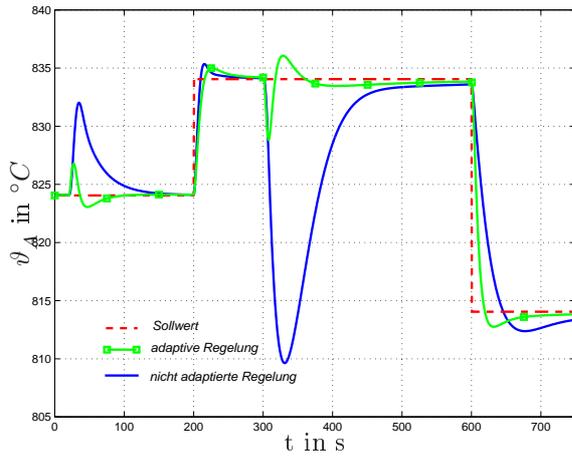


Bild 4.16: Konventionelle und adaptive v_A - O_2 -Regelung, Verlauf von v_A

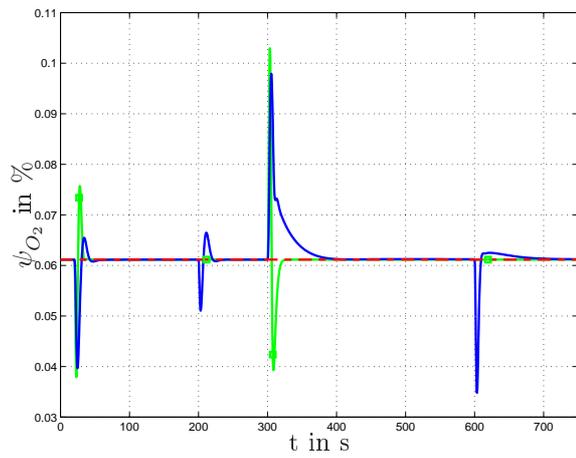


Bild 4.17: Konventionelle und adaptive v_A - O_2 -Regelung, Verlauf von O_2

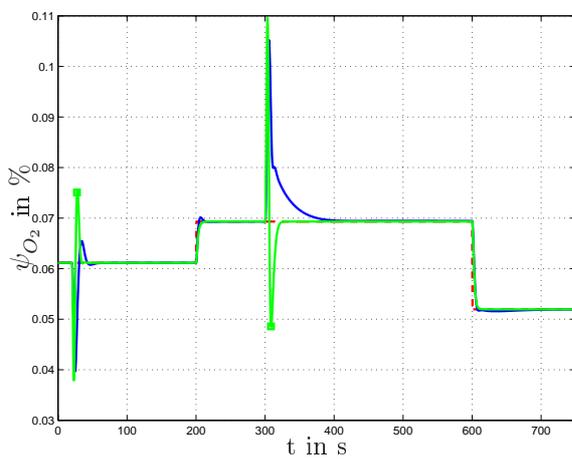


Bild 4.18: Konventionelle und adaptive v_A - O_2 -Regelung, Verlauf von O_2

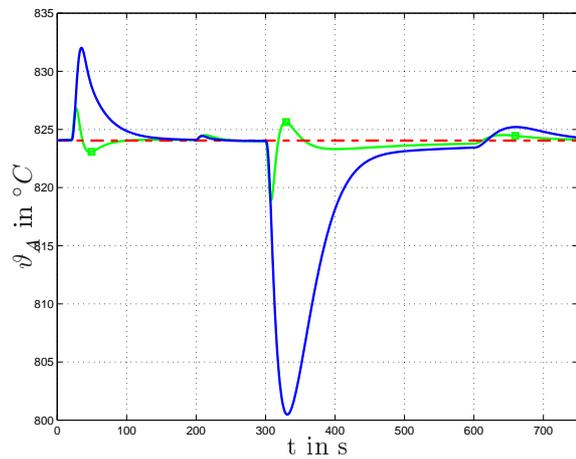


Bild 4.19: Konventionelle und adaptive v_A - O_2 -Regelung, Verlauf von v_A

4.4 Zusammenfassung

In diesem Kapitel wurde das Vorgehen bei der Auslegung kaskadierter ϑ_A - ϑ_A^H -Regelungen beschrieben. Mit Hilfe des Wurzelortskurvenverfahrens konnten anhand der in Kapitel 2 vorgeschlagenen PDT1- und PDT2-Entwurfsmodelle kaskadierte I-PI-Regelungen ausgelegt und zusammen mit einer O_2 -Regelung erfolgreich an der Pilotanlage validiert werden. Die kaskadierte I-PI-Regelung ist in der Lage, den bezüglich Leistung P und O_2 -Gehalt nutzbaren Arbeitsbereich der Pilotanlage zu beherrschen. Die Robustheit der Temperaturregelung gegenüber den Nichtlinearitäten der Strecken ist vor allem auf die relativ schnelle und stationär genau ausgelegte innere Schleife der Temperaturregelung zurückzuführen.

Es wurde eine sollwertgesteuerte Adaption des Luft-/Brennstoffverhältnisses vorgeschlagen, die das Führungsverhalten von ϑ_A - O_2 -Regelungen verbessert. Die kaskadierten I-PI-Regelungen wurden mit einschleifigen I-Regelungen, mit PI-P-Reglern (Ziegler-Nichols) und gegenüber IMC-Reglern verglichen. Es zeigt sich, dass die nach Ziegler-Nichols ausgelegten Regelungen ohne eine Parameteranpassung instabil sind. Die I-Regelungen besitzen bei identischer Schnelligkeit (Anregelzeit T_{An}) ein erheblich größeres Überschwingen und sind damit den I-PI-Regelungen unterlegen. Die kaskadierten IMC-Regelungen besitzen ähnliche Regelkreiseigenschaften wie die I-PI-Regelungen. Die IMC-Regler sind jedoch nicht direkt als PID-Regler interpretierbar.

Für Brennstoffe mit unbekanntem und veränderlichem Inertanteil wurde ein Verfahren zur indirekten Bestimmung des Inertanteils vorgestellt. Der so ermittelte Inertanteil lässt sich vorteilhaft zur Adaption von ϑ_A - O_2 -Regelungen einsetzen. Die Adaption beruht auf einer physikalisch motivierten Kompensation des Inertanteils im Brennstoff. Durch die Adaption gelingt gegenüber einer konventionellen Regelung

- ein schnelleres Ausregeln der durch die Brennstoffschwankung hervorgerufenen Abweichungen von ϑ_A und O_2 ,
- eine vollständige einseitige Entkopplung von ϑ_A - und O_2 -Regelung und damit ein verbessertes Führungsverhalten,
- die weitgehende Unterdrückung des Einflusses des Inertanteils auf die statische Verstärkung der ϑ_A -Regelstrecke und damit ein brennstoffunabhängigeres Führungsverhalten der ϑ_A -Regelung.

Kapitel 5

Infrarotbasierte Analyse von Verbrennungsprozessen

5.1 Einordnung der Problemstellung und Motivation

In den vorangegangenen Kapiteln wurden Temperaturregelungen am Beispiel einer Pilotanlage betrachtet. Zur Regelstreckenbeschreibung wurden PDT1- und PDT2-Modelle eingesetzt. In Abschnitt 2.4 (S.49) wurde bereits festgestellt, dass sich PDT2-Modelle auch zur Streckenbeschreibung bei anderen Verbrennungsprozessen eignen. So lassen sich Regelstrecken bei Rostverbrennungen oft durch PDT2-Modelle nachbilden. Im Unterschied zur Pilotanlage, deren ϑ_A -Regelstrecken kein Allpassverhalten besitzen, liegen bei Feststoffverbrennungen vielfach Allpassstrecken vor (S.18, aber auch [111]). In den Kapiteln 3 und 4 wurden allpassbehaftete Strecken bereits berücksichtigt, so dass die Voraussetzungen für einen modellbasierten Reglerentwurf grundsätzlich vorliegen.

Bei Rostverbrennungen sind systematische Reglerentwürfe bislang nicht bekannt geworden, vielmehr schlagen sich in den gegenwärtigen Lösungen Erfahrungswissen und heuristische Ansätze nieder [94]. Eine Ursache hierfür ist, dass keine theoretischen Prozessmodelle verfügbar sind, die für regelungstechnische Zwecke (die Ableitung von Entwurfsmodellen, simulative Untersuchung verschiedener Regelungsstrategien usw.) geeignet sind. Die Entwicklung entsprechender Modelle setzt u.a. voraus, dass der Prozess messtechnisch hinreichend genau erfasst wird.

Ein weiteres Problem ist, dass ein instationärer und lokal unterschiedlicher Prozessablauf vorliegt, der schwierig beherrschbar ist. Er wird verursacht durch schwankende und inhomogene Brennstoffe wie Biomasse oder Müll. Das Verhalten der Regelstrecken hängt meist unmittelbar vom Prozesszustand ab. Er muss daher detailliert erfasst werden.

Brennstoffeigenschaften wie der Heizwert, der Luftbedarf, das Zünd- und Abbrandverhalten usw. sind meist nicht online messbar. Damit fehlt die Grundlage dafür, den Einfluss der Brennstoffschwankungen von vorn herein zu unterdrücken. Um dennoch Regelungen mit einer guten Störunterdrückung aufbauen zu können, muss die Wirkung der Brennstoff-

schwankungen zeitnah gemessen werden. Die soeben genannten Ziele:

- die Entwicklung tragfähiger Prozessmodelle
- die Einbeziehung des aktuellen Prozesszustands in die Regelung und
- die Unterdrückung des Einflusses von Brennstoffschwankungen

erfordern jeweils eine schnelle Messung des verteilten Prozesszustands. Zahlreiche Arbeiten befassen sich deshalb mit der Messung von Gastemperatur- [28, 29, 98] oder Feststofftemperaturverteilungen [110, 191, 192].

Bei Festbrennstoffen ist die Kenntnis der Brennstofftemperatur von besonderem Interesse, denn sie erlaubt Rückschlüsse auf den Feststoffabbrand. Das sich die Kenntnis der Feststofftemperaturen zur Prozessoptimierung nutzen lässt, zeigen Arbeiten wie [4, 25, 26, 110, 165, 192]. In [115] wurden Brennbetttemperaturmessungen in die Leistungsregelung einbezogen und dadurch nicht nur eine Vergleichmäßigung der Dampfleistung erreicht, sondern auch eine Reduktion der Schadstoffbildung erzielt.

Die Brennbetttemperaturen lassen sich mit spezielle Infrarotkameras und dem Stefan-Boltzmann Gesetz ermitteln. Allerdings wird die IR-basierte Temperaturmessung durch Störungen, die die IR-Strahlung der Feststoffe überlagern oder dämpfen, verfälscht. Weil die Störungen nicht oder nur bedingt vermeidbar sind, müssen die Messdaten so vorverarbeitet werden, dass der Störeinfluss minimiert wird. In den von Walter veröffentlichten ersten Arbeiten zu diesen Problemstellungen [192, 193] wird zur Reduktion des Störeinflusses die zeitliche Mittelung der Einzelmessungen vorgeschlagen. Da der Störeinfluss meist jedoch nicht mittelwertfrei ist, ist die Entwicklung leistungsfähigerer Verfahren notwendig.

Das Potential der IR-Messungen geht über eine bloße Temperaturbestimmung hinaus, denn die Aufnahmen lassen (analog zur sichtbaren Strahlung, die ebenfalls eine Verbrennungsdiagnose zulässt), Rückschlüsse über den Verbrennungszustand insgesamt zu. IR-Aufnahmen können durch erfahrene Beobachter analysiert werden. Parallel dazu ist es jedoch sinnvoll, die IR-Aufnahmen über rechnergestützte Auswerteverfahren frei von subjektiven Einflüssen auszuwerten.

IR-Messungen können u.U. so stark gestört sein, dass ihre Auswertung nicht sinnvoll ist. Während erfahrene Beobachter dieses Situationen sicher erkennen, arbeiten die bislang bekannt gewordenen Verfahren zur automatischen Beurteilung der Störsituation (bzw. der Validität einer Aufnahme) teilweise noch unbefriedigend. Die Untersuchungen dieses Kapitels haben deshalb zum Ziel, zur Beantwortung folgender Fragen beizutragen:

- Durch welche Störungen werden IR-basierte Temperaturmessungen verfälscht?
- Wie kann der Störeinfluss reduziert werden?
- Wie lässt sich die Validität von IR-Aufnahmen beurteilen?
- Wie müssen IR-basierte Kenngrößen berechnet werden, damit sie auch bei stark veränderlichen Bedingungen den tatsächlichen Verbrennungszustand repräsentieren?

Zu Beginn wird die Struktur einer IR-basierten Prozessführung vorgestellt (Abschnitt 5.2) und nachfolgend auf die zugrunde liegende IR-Messtechnik eingegangen (Abschnitt 5.3). In

Abschnitt 5.4 werden die für Feststoffverbrennungen charakteristischen Störungen analysiert, und darauf aufbauend ein zweistufiges Verfahren zu Störunterdrückung entwickelt. Zur automatischen Beurteilung von IR-Aufnahmen werden in Abschnitt 5.5 Ansätze zur statischen Bildgütebewertung von Einzelbildern untersucht. Zur Einbeziehung dynamischer Aspekte (dynamische Bildgüte) wird der sog. Rekonstruktionsgrad eingeführt.

Am Beispiel von Rostverbrennungen wird in Abschnitt 5.6 die Bestimmung zweckmäßiger Kenngrößen diskutiert. Aufgrund ihrer besonderen Bedeutung bei der Prozessführung wird die sog. Feuerlage näher untersucht. In Abschnitt 5.7 werden die bekannten Ansätze zur Feuerlagebestimmung beschrieben und miteinander verglichen. Es zeigt sich, dass in bestimmten Situationen die Feuerlage nicht repräsentativ ermittelt wird. In Abschnitt 5.8 wird deshalb ein neues adaptives Verfahren zur Brennzonenenerkennung vorgeschlagen.

Im Rahmen von Forschungs- und Entwicklungsprojekten [172, 214, 215] zur IR-basierten Analyse und Optimierung von Verbrennungsprozessen wurden speziell angepasste Auswerteverfahren aufgebaut, und an mehreren Anlagen eingesetzt. Für die softwaretechnische Umsetzung der Verfahren und weiterer Aufgaben (z.B. Anzeige und Archivierung der Ergebnisse) wurde das sog. Inspect-System¹ entwickelt und eingesetzt (Abschnitt 5.9).

Infrarotthermographie am Beispiel von Rostverbrennung und Drehrohr

Zur Veranschaulichung der zu diskutierenden Probleme werden einführend zwei Beispiele für den Einsatz von IR-Thermographie vorgestellt. Das Bild 5.1 zeigt die Sicht einer IR-Kamera auf das Feststoffbrennbett einer Rostverbrennung. Die IR-Kamera befindet sich hierbei senkrecht über dem Brennbett (vgl. auch Bild 1.7, S. 16).

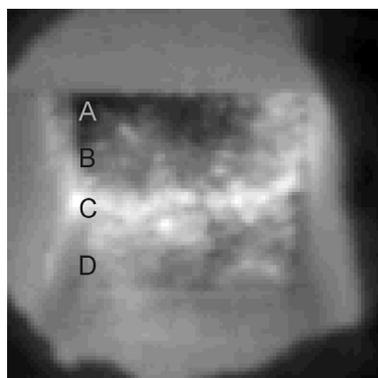


Bild 5.1: IR-Aufnahme Feststoffbrennbett

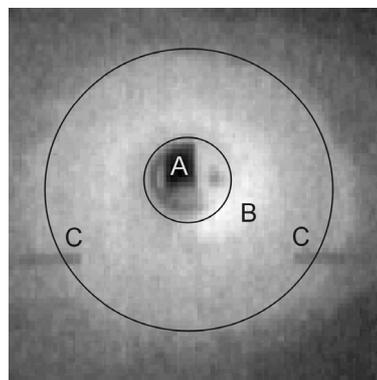


Bild 5.2: IR-Aufnahme Drehrohrinnenseite

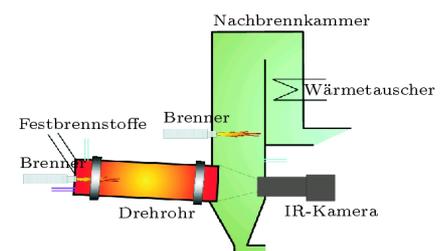


Bild 5.3: Position der Kamera bei Bild 5.2

In der Bildmitte ist das rechteckige Brennbett erkennbar, das von den grau erscheinenden Brennräumen umgeben ist. Der Brennstoff strömt in Bild 5.1 von oben nach unten. Aufgrund der kontinuierlichen Brennstoffbewegung sind die Phasen der Verbrennung örtlich getrennt. Im Bereich der Brennstoffaufgabe am Rostbeginn ist der Brennstoff relativ kalt, so dass wenig IR-Strahlung emittiert wird. Im Bild erscheint dieser Bereich (A) dunkel.

¹Inspect steht für Intelligent Safe Process Control Tool

Im Bereich B wird der Brennstoff erwärmt und getrocknet, infolgedessen strahlt er stärker. Anschließend entgast und pyrolysiert der Brennstoff, er zündet und brennt ab. Auf dem Brennbett hebt sich dieser Bereich C (hier horizontal in der Bildmitte) als intensiv strahlende und somit hell dargestellte Brennzone ab. Mit fortschreitendem Umsatz nimmt die Verbrennungsintensität wieder ab und damit auch die Strahlungsintensität. Der Brennstoff geht in den Ausbrandbereich über und kühlt ab (D)².

IR-Messungen sind auch bei Drehrohrverbrennungen sinnvoll [92, 190, 194]. Das Bild 5.2 zeigt die IR-Aufnahme eines Drehrohrinneren. Die IR-Kamera befindet sich am Drehrohrende (Bild 5.3). Im IR-Bild ist das Drehrohrende durch den großen, der Drehrohranfang durch den kleinen Kreis markiert. Der Festbrennstoff wird durch den rechteckigen und dunkel erscheinenden Schacht zugeführt (A). Rechts unterhalb davon liegt ein Bereich (B) hoher Strahlungsintensität vor, der auf eine intensive Verbrennung schließen lässt. Durch (C) werden zwei in das Bild ragende Abgastemperaturmesslanzen markiert. Auf dem Drehrohrinneren befindet sich ein Schlackefilm, dessen Beschaffenheit die Lebensdauer eines Drehrohrs beeinflusst [190]. Weil die Schlackeparameter stark temperaturabhängig sind, ist die Temperaturmessung der Schlüssel für eine gezielte Schlackebeeinflussung.

5.2 Struktur einer infrarotbasierten Prozessführung

Die IR-Thermographie ermöglicht eine detaillierte bildgebende Messung der Strahlungsintensität von Objekten wie Flammen, Brennraumwänden oder Brennbetten aus denen ein Experte optimierende Stelleingriffe ableiten kann.

Die Struktur einer automatisch arbeitenden IR-basierten Prozessführung zeigt das Bild 5.4. Sie besteht im Normalfall aus den Komponenten bildgebende Messung, Vorverarbeitung, Analyse, Auswertung und Regelung, die nachfolgend kurz beschrieben werden.

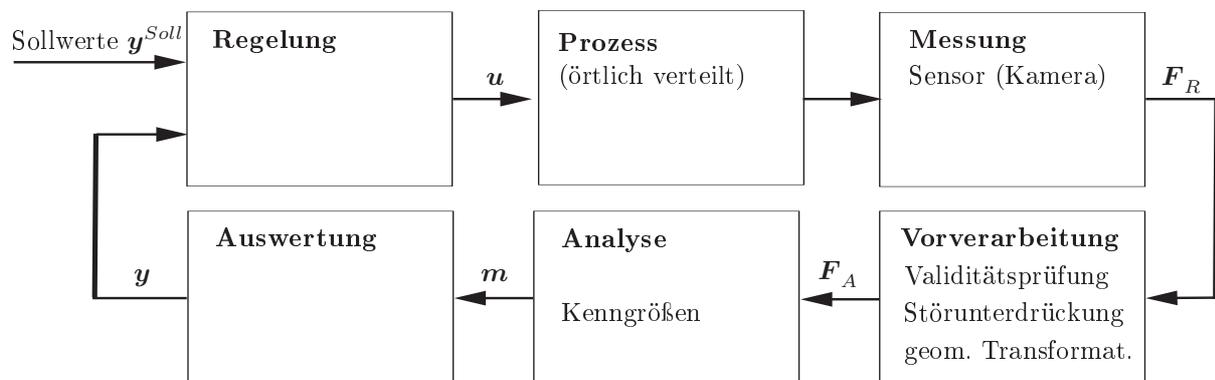


Bild 5.4: Struktur und Komponenten einer infrarotbasierten Prozessführung

1. Messung

Durch einen Sensor wird die Strahlungsintensität von Objekten (z.B. ein Brennbett)

²Hinweis: Der dunkle Bildrand ist auf Anbackungen an der Kameraoptik zurückzuführen.

in einem geeigneten Spektralbereich erfasst. Im weiteren wird davon ausgegangen, dass hierfür eine in-situ messende IR-Kamera eingesetzt wird, die die Strahlungs- oder Temperaturverteilung als Rohbilder \mathbf{F}_R bereitstellt. Zwischen der spektralen Empfindlichkeit des Sensors und den aus den Messungen ableitbaren Informationen besteht ein enger Zusammenhang, auf den später eingegangen wird.

2. Vorverarbeitung

Typischerweise liegen in den Rohbildern \mathbf{F}_R Störungen vor, deren Einfluss durch eine Bildvorverarbeitung minimiert werden muss. Das Resultat der Vorverarbeitung ist das Analysebild \mathbf{F}_A .

Bei der Vorverarbeitung muss eine Validitätsprüfung aller Bilder erfolgen, um die nicht auswertbaren Bilder zu erkennen.

Werden bei der Auswertung flächenbezogene Kenngrößen ermittelt (z.B. die mittlere Brennbetttemperatur) muss sichergestellt sein, dass das Analysebild flächengetreu ist. Ist dies nicht bereits durch die Kamerapositionierung gegeben, muss das Analysebild geometrisch transformiert (perspektivisch entzerrt) werden.

3. Analyse

Anhand des Analysebilds \mathbf{F}_A erfolgt die Berechnung von Kenngrößen \mathbf{m} (z.B. Temperaturprofile, Feuerlage).

4. Auswertung

Über die Auswertung der Kenngrößen erfolgt, vorzugsweise auf der Basis von Expertenwissen und mit Verfahren aus der Fuzzylogik, eine Beschreibung des Prozesszustands.

5. Regelung

Einige Kenngrößen sind unmittelbar als Regelgrößen \mathbf{y} einsetzbar, beispielsweise die Feuerlage. Andere Kenngrößen, etwa die Brennzonentemperatur und -fläche, sind selbst keine Regelgrößen. Jedoch können sie zur Parameteranpassung z.B. bei ϑ_A -, P_D - oder O_2 -Regelungen herangezogen werden.

5.3 Bemerkungen zur Infrarotmesstechnik

Zur Messung der Strahlungsemission werden bei Verbrennungsprozessen mehrheitlich Videokameras, zunehmend jedoch auch spezielle IR-Kameras eingesetzt. Bei einigen Anwendungen haben auch flächig angeordnete Pyrometer eine gewisse Bedeutung erlangt, sie bieten jedoch eine geringe Ortsauflösung.

Videokameras kommen u.a. zur Beobachtung der Flammen von Gas-, Öl- und Kohlestaubbrennern sowie im Bereich der Rostverbrennungen zur Analyse des Ausbrandverhaltens zum Einsatz [18, 21, 46, 65, 73, 131, 171, 181]. IR-Kameras werden zur Messung von Brennbetttemperaturen [25, 26, 37–39, 192], aber auch bei Drehrohrverbrennungen eingesetzt [92, 190]. Bei Videokameras werden üblicherweise CCD-Sensoren (CCD... charge coupled devices) genutzt. Sie sind für den sichtbaren Wellenbereich ($0,4 - 0,7\mu m$), teilweise aber auch für den

angrenzenden nahen IR-Bereich ($0,7 - 1,3\mu\text{m}$) verwendbar. Die spektrale Empfindlichkeit im IR-Bereich ist vom Detektormaterial abhängig, eine Übersicht hierzu findet sich in [80]. CCD-Kameras sind über die sog. Verhältnispyrometrie prinzipiell auch für Temperaturmessung bei Flammen einsetzbar [46].

IR-Kameras arbeiten mit Bolometer- oder Quantendetektoren. Bei Bolometerdetektoren wird die IR-Strahlung auf einen Absorber gelenkt, der sich dadurch erwärmt. Die Erwärmung des Absorbers wird thermoelektrisch ermittelt und ist ein Maß für die Strahlungsintensität. Wie bei CCD-Kameras werden bei Quantendetektoren die Photonen der Strahlung photoelektrisch erfasst. Durch die Photonen werden im Detektormaterial Ladungsträger aus ihrem niedrigen Energieniveau angehoben und freigesetzt. Sie besitzen wegen ihrer großen Wellenlänge ein geringes Freisetzungspotential, so dass nur Detektormaterialien mit niedrigen Energiebarrieren einsetzbar sind. Um eine thermisch bedingte Ladungsträgerfreisetzung zu unterbinden, muss das Detektormaterial auf Temperaturen unter 100°K gekühlt werden [71].

Die Detektoren von Standard-IR-Kameras sind für Messungen im Medium Luft unter atmosphärischen Bedingungen optimiert. Unter diesen Bedingungen liegen zwei größere Wellenbereiche vor, in denen die Festkörperstrahlung nicht bzw. nur relativ geringfügig überstrahlt oder absorbiert wird. Sie liegen bei ca. $3 - 5\mu\text{m}$ und $8 - 12\mu\text{m}$ (Bild 5.5)³. Die spektralen Gaseigenschaften hängen von der Zusammensetzung, dem Druck und der Temperatur ab. Verbrennungsgase unterscheiden sich hierin von Luft im Normzustand, bei der IR-Messung in Brennräumen sind daher andere spektrale Fenster zu nutzen. Nach [192, 193] liegen sie bei $2,0-2,4\mu\text{m}$, $3,3-4,1\mu\text{m}$ und $8-12\mu\text{m}$, wobei der Bereich $3,7-4,0\mu\text{m}$ favorisiert wird. In [39] werden leicht abweichende Angaben gemacht (Bereiche um $1,7$, $2,2$ und $3,9\mu\text{m}$), jedoch wird ebenfalls der Bereich $3,8-4,0\mu\text{m}$ vorgeschlagen. Die Aussagen von [39, 192, 193] werden durch die Darstellung von Bild 5.6 präzisiert. Es zeigt, dass die Strahlungsintensitäten der IR-relevanten Abgaskomponenten CO, CO₂ und H₂O bei 2000°K im Bereich von $3,7 - 4,2\mu\text{m}$ vernachlässigbar gering sind. Die in dieser Arbeit eingesetzten IR-Kameras messen im Bereich $3,8 - 4,0\mu\text{m}$. Sie sind im Anhang B.1 beschrieben.

Bei den für Brennräume optimierten IR-Kameras wird die Festkörpertemperatur aus der Strahlungsintensität im Bereich $3,8-4,0\mu\text{m}$ ermittelt, wobei die Modellannahme grauer Körper vorausgesetzt wird. Diese und weitere einschränkende Annahmen sind bei Verbrennungsprozessen mit ihren stark variierenden Bedingungen i.d.R. nicht streng erfüllt. Für die IR-basierte Brennbetttemperaturmessung konnte in [39] allerdings nachgewiesen werden, dass auch unter den schwierigen realen Bedingungen der relative Messfehler weniger als 10 % beträgt. Diese Abschätzung wird auch von Manca et al. [110] bestätigt.

Anmerkung: Wie Bild 5.6 zu entnehmen ist, besitzen einige der für die Verbrennungsoptimierung relevanten Gase wie CO oder H₂O charakteristische Strahlungsbanden. Damit ergibt sich prinzipiell die Möglichkeit, das örtliche Auftreten der Gase im Brennraum durch eine Messung im jeweiligen Spektrum der maximalen Strahlungsintensität zu erfassen, und

³Die spektralen Eigenschaften von Gasen sind beispielsweise in [160, 175] detailliert beschrieben

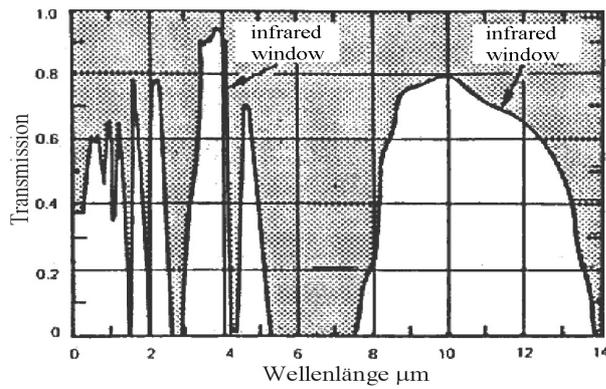
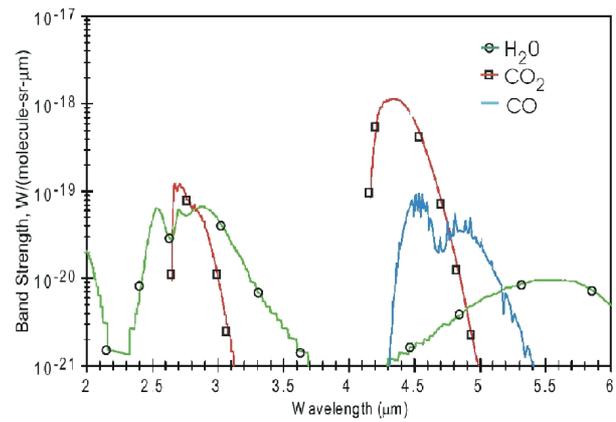


Bild 5.5: IR-Transmission von Luft [160]

Bild 5.6: IR-Strahlungsintensität von CO, CO₂ und H₂O bei 2000 °K [150]

diese Informationen zur gezielten Unterdrückung von Schadstoffen (z.B. CO-Strahlen) einzusetzen [74].

5.4 Unterdrückung von Störungen in Infrarotaufnahmen

Bei einer automatisierten Prozessanalyse und -führung soll eine Bildauswertung auch dann möglich sein, wenn die Aufnahmen gestört sind. Störungen wirken sich jedoch verfälschend auf die Berechnungsergebnisse aus und müssen deshalb unterdrückt werden. Am Beispiel von Rostverbrennungen, bei denen das Brennbett analysiert werden soll, werden im Folgenden die wesentlichen Störungen beschrieben und die Möglichkeiten zu ihrer Unterdrückung vorgestellt.

Typischerweise treten bei diesen Prozessen Störungen durch Partikel und Flammen auf. Diese Störungen sind nicht mittelwertfrei, so dass ihr Einfluss nicht durch eine zeitliche Mittelung unterdrückt werden kann.

Partikel werden durch die primäre Verbrennungsluft vom Brennbett aufgewirbelt. Ihr Auftreten und ihre Eigenschaften variieren stark. Flammen geben Strahlung in einem breiten Spektrum ab. Bei der IR-Messung stören besonders rußende Flammen, denn sie emittieren Strahlung auch im Bereich der spektralen Fenster. Neben Flammen treten seltener auch Gas- und Staubschleier auf, die die Brennbettstrahlung absorbieren oder aber auch selbst Strahlung emittieren. Gasschleier bewirken i.Allg. ein Abschwächen von Bildstrukturen.

Die Ausprägung von Störungen hängt generell vom Brennstoff, vom Prozesszustand und von der Prozessführung ab. Wie sich die Störungen in den Aufnahmen niederschlagen, wird aber auch von der Kamerapositionierung beeinflusst.

Im weiteren wird folgende Notation verwendet. Die Aufnahmen bzw. Bilder werden mit \mathbf{F} bezeichnet. Sie stellen Matrizen der Breite W_x und der Höhe W_y dar. Die Bildpunkte bzw. die Matrixelemente von \mathbf{F} sind die Grauwerte $g(x,y)$, die physikalisch Strahlungsintensitäten bzw. Temperaturen repräsentieren. Zumeist ist es wegen der vergleichsweise hohen

Bildfrequenz der Kamera nicht notwendig, alle verfügbaren Aufnahmen auszuwerten. Im Folgenden ist davon auszugehen, dass mit konstanter Zykluszeit T_Z eine Sequenz von je N Bildern erfasst und ausgewertet wird. Die Abtastung der Einzelbilder erfolgt äquidistant mit der Abtastzeit T_A . Die Zeitschritte mit der Abtastzeit T_A werden mit k und die der Zykluszeit T_Z mit K bezeichnet

$$t(k+1) - t(k) = T_A \quad \text{und} \quad t(K+1) - t(K) = T_Z. \quad (5.1)$$

Die Erkennung von Bildobjekten erfolgt über eine Binarisierung. Binarisierte Bilder werden mit \mathbf{F}^B bezeichnet. Sie enthalten nur Grauwerte von Null und Eins.

Bei den Bilddarstellungen wird stets das Gesamtbild gezeigt, auch wenn meist nur ein bestimmter Bildausschnitt (das Brennbett) interessiert. Zur Verkürzung der Schreibweise beziehen sich die Angaben über Bildbreite W_x und -höhe W_y auf den relevanten Bildausschnitt.

5.4.1 Unterdrückung Partikelstörungen

Ausgangspunkt einer Unterdrückung von Bildstörungen ist die Annahme, dass innerhalb einer bestimmten Zeitspanne jeder Bildpunkt mindestens einmal störungsfrei erfasst wird. Über die Detektion und Rekonstruktion der gestörten Bildpunkte ist es dann möglich, ein störungsfreies Analysebild zu ermitteln.

Störungen sind als Objekte detektierbar, wenn sich Merkmale (Grauwertähnlichkeit, Texturen oder Kanten [79, 156, 174]) finden lassen, in denn sie sich von ihrer Umgebung unterscheiden. Die Partikeleigenschaften variieren u.U. jedoch stark, so dass eine Klassifikation schwierig ist. Wie die eigenen Untersuchungen zeigten, können innerhalb einer Aufnahme beispielsweise Partikel auftreten, die sich kaum von ihrer Umgebung unterscheiden. Innerhalb des Einzelbilds ist dann keine Partikelerkennung möglich.

Daher ist es zweckmäßig, mehrere Bilder zur Partikelerkennung einzusetzen. Hierbei kann ausgenutzt werden, dass die Partikeldynamik im Regelfall höher ist als die Dynamik der interessierenden Objekte, deren Strahlung sich bei geringen Abtastzeiten T_A nur wenig ändert.

Dementsprechend sind die ungestörten (Objekt-) Bildbereiche in zwei nacheinander abgetasteten Bildern \mathbf{F}_k und \mathbf{F}_{k-1} stark korreliert. Die durch schnelle Partikel beeinflussten Bildbereiche sind hingegen unkorreliert. Die in \mathbf{F}_k und \mathbf{F}_{k-1} enthaltenen Partikelstörungen lassen sich somit über eine Auswertung des Differenzbilds

$$\mathbf{F}_{Diff,k} = \mathbf{F}_k - \mathbf{F}_{k-1} \quad (5.2)$$

ermitteln. Der langsam veränderliche Hintergrund erzeugt in $\mathbf{F}_{Diff,k}$ betragsmäßig kleine Grauwerte, die partikelgestörten Bereiche von \mathbf{F}_k und \mathbf{F}_{k-1} führen dagegen zu betragsmäßig größeren Grauwerten. Zur Partikeldetektion ist $\mathbf{F}_{Diff,k}$ zu binarisieren, beispielsweise durch eine Schwellwertoperation mit einem statischen Schwellwert $K_{S,S}$

$$g_{\mathbf{F}_{Diff,k}^B}(x,y) = \begin{cases} 1 & \text{wenn } |g_{\mathbf{F}_{Diff,k}}(x,y)| \geq K_{S,S} \\ 0 & \text{sonst} \end{cases} \quad \forall g \in \mathbf{F}_{Diff,k}. \quad (5.3)$$

Bei der Untersuchung von IR-Aufnahmen verschiedener Rostverbrennungen wurde deutlich, dass nur dann eine korrekte Partikelerkennung möglich ist, wenn der Schwellwert $K_{S,S}$ an die jeweiligen Eigenschaften von $\mathbf{F}_{Diff,k}$ angepasst wird. Dies erfolgt hier, indem zum statischen Schwellwert $K_{S,S}$ ein für die Umgebung von Punkt (x,y) gültiger dynamischer Schwellwert $K_D(x,y)$ addiert wird

$$g_{\mathbf{F}_{Diff,k}^B}(x,y) = \begin{cases} 1 & \text{wenn } |g_{\mathbf{F}_{Diff,k}}(x,y)| \geq K_{S,S} + K_{S,D}(x,y) \\ 0 & \text{sonst.} \end{cases} \quad \forall g \in \mathbf{F}_{Diff,k} \quad (5.4)$$

Die lokalen dynamischen Schwellwerte $K_{S,D}(x,y)$ bilden in ihrer Gesamtheit die Schwellwertmatrix $\mathbf{K}_{S,D}$. $\mathbf{K}_{S,D}$ ist so festzulegen, dass jedes $K_{S,D}(x,y)$ den mittleren Grauwert seiner Umgebung in \mathbf{F}_{Diff} wiedergibt. Zur Berechnung von $\mathbf{K}_{S,D}$ sind Glättungsfilter wie Rechteck- oder Gaußfilter einsetzbar (z.B. [79], s.a. Anhang B.2).

5.4.2 Unterdrückung von Flammenstörungen

Bei Flammen konnten bisher noch keine Merkmale gefunden werden, über die sie explizit als Objekte detektierbar sind. Deshalb müssen indirekte Verfahren zur Störungsminimierung aufgebaut werden. Flammen sind dadurch gekennzeichnet, dass sie

- temporär eine partielle Sicht auf den Hintergrund zulassen und
- i.d.R. intensiver als der Hintergrund strahlen.

Deshalb wird vorgeschlagen, den Flammeneinfluss durch einen Minimumfilter (5.5) zu unterdrücken⁴. Mit diesem Filter entsteht aus M Aufnahmen ($\mathbf{F}_{NP,k}$ bis $\mathbf{F}_{NP,k-M+1}$) das Filterbild $\mathbf{F}_{NF,K}$. Die Grauwerte $g(x)$ von $\mathbf{F}_{NF,K}$ bestehen aus den wertemäßig geringsten Bildpunkten aller Aufnahmen

$$g_{\mathbf{F}_{NF,K}}(x,y) = \min_{i=k-M+1}^k g_{\mathbf{F}_{NP,i}}(x,y) \quad \forall g \in \mathbf{F}_{NP}$$

bzw. in kompakter Schreibweise (5.5)

$$\mathbf{F}_{NF,K} = \min_{i=k-M+1}^k \mathbf{F}_{NP,i}$$

Dieses Vorgehen ist allerdings nur zulässig, wenn die Bilder $\mathbf{F}_{NP,i}$ keine Störungen enthalten, die die Hintergrundgrauwerte unterschreiten. So dürfen die M Bilder keine schwach strahlenden Partikelstörungen enthalten, denn ihr verfälschender Einfluss akkumuliert sich sonst im Ergebnisbild $\mathbf{F}_{NF,K}$.

Für die Störunterdrückung ist daraus abzuleiten, dass bei der Berechnung des Analysebilds \mathbf{F}_A im ersten Schritt eine Unterdrückung des Partikeleinflusses erfolgen muss, und erst im zweiten Schritt aus den dabei gewonnenen partikelfreien Zwischenbildern über eine Minimumfilterung der Flammeneinfluss reduzierbar ist.

⁴Im Unterschied zur Partikelfilterung ist ein realitätsgetreues Demonstrationsbeispiel zur Wirkungsweise der Flammenminimierung schwierig anschaulich darstellbar.

Schema zur Unterdrückung des Einflusses von Partikeln und Flammen

Zusammenfassend wird folgendes Schema zur Störunterdrückung vorgeschlagen (Bild 5.7):

1. Zyklisches Einlesen einer Bildsequenz von M Bildern \mathbf{F}_k bis \mathbf{F}_{k-M+1} . Je höher die Bildanzahl M ist, desto wahrscheinlicher ist die Verfügbarkeit ungestörter Bereiche. Die Abtastzeit T_A ist so zu wählen, dass geometrische Überlappungen von Partikelstörungen auszuschließen sind, und gleichzeitig die Hintergrundänderungen gering bleiben.
2. Detektion aller Partikelstörungen der Bildsequenz. Hierzu wird aus jeweils benachbarten Bildern zunächst das Differenzbild errechnet (5.2). Aus dem Differenzbild wird über eine glättende Filterung die dynamischen Schwellwertmatrix gewonnen und zur Binarisierung des Differenzbilds (5.4) eingesetzt. Die gestörten Bildbereiche werden durch ungestörte Bildbereiche ersetzt, so dass partikelfreie Zwischenbilder \mathbf{F}_{NP} entstehen.
3. Minimierung der Störungen durch Flammen. Auf die partikelfreien Zwischenbilder wird der Minimumfilter angewendet, so dass aus jeder zyklisch eingelesenen Bildsequenz ein partikelfreies und flammenminimiertes Bild $\mathbf{F}_{NF,K}$ (5.5) entsteht. Da sich die Flammen über längere Zeiträume erstrecken können, ist eine anschließende Minimumfilterung über mehrere Zyklen sinnvoll

$$\mathbf{F}_{A,K} = \min_{i=K}^{K-N+1} \mathbf{F}_{NF,i}. \quad (5.6)$$

4. Geometrische Transformation. Wenn keine flächentreue Abbildung vorliegt, erfolgt abschließend mittels geometrischer Transformation eine perspektivische Entzerrung.

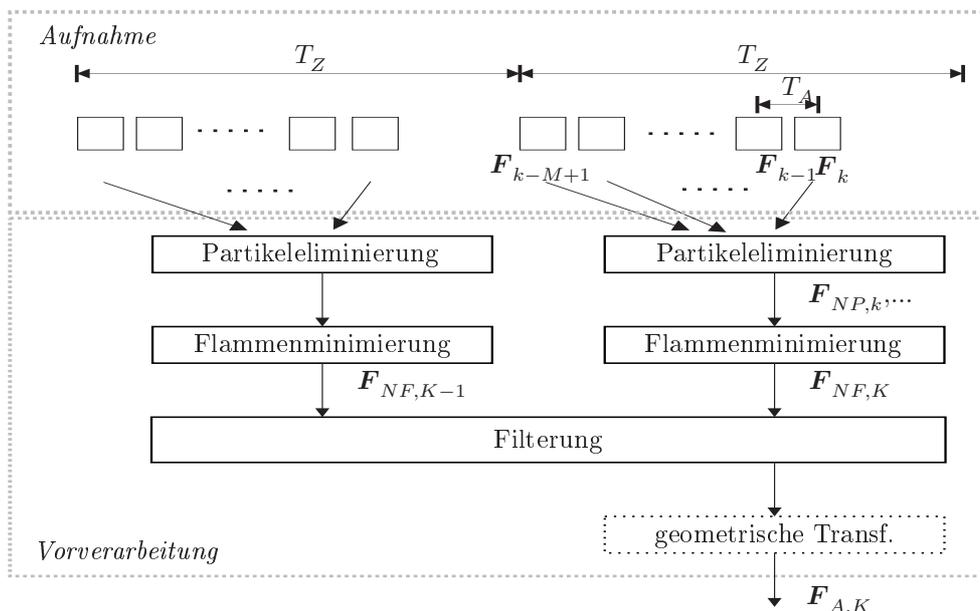


Bild 5.7: Verfahren zur Unterdrückung von Störungen durch Partikel und Flammen

Anmerkungen: Bei Feststoffverbrennungen besitzen die Einzelvorgänge (wie Feststoffabbrand oder Gasphasenverbrennung) eine unterschiedliche Dynamik, die von wenigen Zehntelsekunden bis mehrere Minuten reicht. Die dynamischen Anforderungen an die IR-Messung und Auswertung sind deshalb im Hinblick auf die jeweils zu beobachtenden Vorgänge festzulegen.

Bei den hier diskutierten Temperaturmessungen bei Brennbetten haben sich folgende Einstellungen bewährt. Die Abtastzeit T_A liegt im Bereich von 0,02-0,1 s, wobei im Zyklus von 5 s jeweils 5 bis 20 Bilder aufgenommen werden. Wie lang der gesamte Filterhorizont zu wählen ist, hängt von der Störsituation ab (je stärker gestört desto länger). Im Hinblick auf die Dynamik der Regelstrecken bei Rostverbrennungen erscheint ein Filterhorizont bis etwa 3 min noch sinnvoll.

5.5 Maschinelle Bewertung von Infrarotaufnahmen

Die Störungen in IR-Aufnahmen können die Gültigkeit der Analyseergebnisse erheblich beeinträchtigen. Daher müssen entsprechende Kriterien vorliegen, durch die die Validität der IR-Aufnahmen quantitativ beschreibbar ist. Die Validität besitzt mehrere Aspekte, wobei eine Unterscheidung von statischer und dynamischer Bildgüte zweckmäßig ist. Ein Maß für die Validität J_V insgesamt sollte beide Aspekte (d.h. ein statisches Bildgütemaß J_S und ein dynamisches Bildgütemaß J_D) einbeziehen

$$J_V = f(J_S, J_D). \quad (5.7)$$

Diskutiert wird zunächst die statische Bildgütebewertung für Einzelbilder, wobei zwei Situationen zu unterscheiden sind. Erstens, die Störungen innerhalb des Bilds sind detektierbar, und zweites, die Störung sind nicht explizit detektierbar, dennoch lassen bestimmte Bildeigenschaften auf Störungen schließen.

Im ersten Fall ist die Konstruktion von Bildgütemaßen sinnvoll, die die relative Bildfläche der Störungen, bzw. das Verhältnis der Anzahl gestörter Bildpunkte N_Z zur Bildpunktanzahl N_{Ges} insgesamt, auswertet

$$J_S = 1 - \frac{N_Z}{N_{Ges}} \quad \text{mit} \quad N_{Ges} = W_x W_y, \quad \text{damit gilt} \quad 0 \leq J_S \leq 1. \quad (5.8)$$

Die statische Bildgüte liegt dann zwischen Null (geringe Bildgüte) und Eins (hohe Bildgüte). Weil voraussetzungsgemäß alle Störungen detektiert werden, besteht indirekt eine Abhängigkeit zwischen der Bildvorverarbeitung (Störungsdetektion) und dem statischen Bildgütemaß J_S .

Im zweiten Fall muss eine Aussage zur Bildgüte unabhängig von der Bildvorverarbeitung erfolgen, das ist u.a. notwendig, wenn für spezielle Störungen kein Detektionsverfahren vorliegt. Von dieser Situation wird bei den aus der Literatur bekannten Verfahren zur statischen Bildgütebewertung ausgegangen. Sie sind auf bestimmte Störungen zugeschnitten, und beruhen mittelbar auf einer manuellen Bildgütebewertung. In [120] wird von Müller

vorgeschlagen, als Bildgütemaß für IR-Aufnahmen von einem Brennbett die Abweichung des Leistungsspektrums zwischen der zu beurteilenden Aufnahme (Bewertungsbild) und einer vorab ausgewählten ungestörten Aufnahme (Referenzbild) heranzuziehen.

Ebenfalls zur Bewertung von IR-Aufnahmen eines Brennbetts wird von Walter die sog. Störungskennzahl vorgeschlagen [192]. In diese Kennzahl gehen statistische Bildmerkmale wie die mittlere Brennbetttemperatur $T_{BB,M}$, die Streuung der Brennbetttemperaturen $\sigma(T_{BB})$ und eine Temperaturhistogrammauswertung ein.

5.5.1 Statische Bildgüte

Zurückgehend auf Vorschläge des Autors wurden von Gommlich [56] mehrere Ansätze zur statischen Bildgütebewertung analysiert und festgestellt, dass ein Nachteil der bisherigen Bildgütemaße darin besteht, dass Bildstrukturen unberücksichtigt bleiben. Die Erkennbarkeit von Bildstrukturen ist jedoch als ein wesentliches Indiz für die Bildgüte anzusehen. Daher sollten zur statischen Bildgütebewertung Merkmale herangezogen werden, die Bildmuster bzw. Grauwertnachbarschaften einbeziehen. Grauwertnachbarschaften lassen sich durch die von Haralick et al. [64] eingeführte Grauwertübergangsmatrix \mathbf{C}_δ (engl. cooccurrence matrix) beschreiben.

Aus der Grauwertübergangsmatrix \mathbf{C}_δ eines Bildes lassen sich Merkmale wie die sog. Energie 2. Ordnung \mathcal{E}_s , der Kontrast \mathcal{C} und die Korrelation \mathcal{R} berechnen. Die Definition der Bildmerkmale und zwei Bildbeispiele sind im Anhang B.3 angegeben.

Neben diesen Bildmerkmalen wurden zusätzlich die Bildmerkmale Entropie \mathcal{H} und Energie 1. Ordnung \mathcal{E}_f untersucht. Sie beruhen, wie die Störungskennzahl von Walter [192], allerdings auf einer Histogrammauswertung und berücksichtigen deshalb keine Bildstrukturen. Die Eignung der Bildmerkmale für eine statische Bildgütebewertung wurde anhand einer Testbildsequenz mit Flammen und Partikeln überprüft, indem zunächst die Merkmale für alle Einzelbilder bestimmt wurden. Anschließend wurden alle Einzelbilder dieser Sequenz manuell bewertet.

Um den Zusammenhang zwischen der manuellen Bildbewertung und den Bildmerkmalen zu ermitteln, wurden die Wertefolgen miteinander korreliert Gl.(5.9). Die Korrelationskoeffizienten wurden mit Hilfe der empirischen Kreuzkorrelation

$$R_{xy}(\tau_k) = \frac{N-1}{N-\tau_k-1} \frac{\sum_{i=1}^N (x_{i-\tau_k} - \bar{x}) \sum_{i=1}^N (y_i - \bar{y})}{\sqrt{\sum_{i=1}^N (x_i - \bar{x})^2 \sum_{i=1}^N (y_i - \bar{y})^2}} \quad (5.9)$$

für $\tau_k = 0$ ermittelt (\bar{x} und \bar{y} stehen für die Mittelwerte von x und y , N ist die Anzahl der Messpunkte und τ_k ist die Zeitverschiebung). Es zeigte sich, dass eine betragsmäßig hohe Korrelation zwischen der manuellen Bildgütebewertung und den auf \mathbf{C}_δ basierenden Bildmerkmalen

- Energie (2. Ordnung) \mathcal{E}_f ,

- Entropie \mathcal{H} und
- Korrelation \mathcal{R}

vorliegt (s.a. Tabelle B.2, S. 127). D.h. diese Merkmale sind selbst direkt als Bildgütemaß verwendbar, bzw. zum Aufbau von komplexeren Bildgütemaßen geeignet.

Bei weitergehenden Untersuchungen wurde allerdings festgestellt, dass u.U. Störsituationen auftreten, die zwar manuell gut erkennbar sind, bei denen sich die Werte bestimmter Bildmerkmale jedoch kaum von den Werten bei ungestörten Aufnahmen unterscheiden. Einen Lösungsansatz bieten hier multikriterielle Bildgütemaße die mehrere Bildmerkmale heranziehen.

5.5.2 Dynamische Bildgüte

Das Prinzip der Bildvorverarbeitung besteht darin, die in den Rohbildern vorliegenden gestörten Bildbereiche zu detektieren und auszutauschen. Bei dieser Rekonstruktion wird jeder als gestört erkannte Bildpunkt $g_k(x,y)$ des aktuellen Rohbilds $\mathbf{F}_{R,k}$ durch einen zuletzt als ungestört erkannten Bildpunkt $g_{k-\tau_k}(x,y)$ aus dem Rohbild $\mathbf{F}_{R,k-\tau_k}$ ersetzt. Auf diese Weise entsteht im Idealfall ein störungsfreies Analysebild $\mathbf{F}_{A,k}$ ⁵.

Durch die Bildverarbeitung mittels Rekonstruktion wird zwar die statische Bildgüte verbessert, die Aktualität des Analysebilds nimmt jedoch ab, je stärker auf vergangene Bilddaten zurückgegriffen wird. Um diesen Aspekt in die Bildgütemaßbewertung einzubeziehen, wird in Anlehnung an Gl. (5.8) als dynamisches Bildgütemaß J_D

$$J_D = 1 - J_R \quad (\text{mit } 0 \leq J_D \leq 1) \quad (5.10)$$

der Rekonstruktionsgrad J_R

$$\begin{aligned} J_R &= \frac{\sum \tau_t(g_{\mathbf{F}_A})}{T_{Max} N_{Ges}} \quad \text{bzw.} \quad \forall g \in \mathbf{F}_A \quad \text{mit} \quad \tau_t \leq T_{Max} \\ J_R &= \frac{\sum \tau_k(g_{\mathbf{F}_A})}{M N_{Ges}} \quad \forall g \in \mathbf{F}_A \quad \text{mit} \quad \tau_k \leq M, \end{aligned} \quad (5.11)$$

eingeführt, wobei mit $N_{Ges} = W_x W_y$ für die Grenzen des Rekonstruktionsgrads gilt

$$0 \leq J_R \leq 1. \quad (5.12)$$

In den Rekonstruktionsgrad J_R geht die Anzahl der gestörten Bildpunkte ein, wobei zusätzlich eine Gewichtung über ihr „Alter“ (τ_t bzw. τ_k) erfolgt. Durch T_{Max} wird die Zeitspanne τ_t (bzw. τ_k) auf die maximale Zeitspanne des Rückgriffs (bzw. den Filterhorizont M) bezogen. Analog dazu geht durch N_{Ges} im Nenner von (5.11) in den Rekonstruktionsgrad die relative Anzahl der gestörten Bildpunkte ein.

Wenn keine Störungen ermittelt werden, stimmt das Analysebild $\mathbf{F}_{A,k}$ mit dem Rohbild

⁵Vorausgesetzt wird, dass alle Störungen detektiert werden sowie die Störungsdauer den Zeithorizont der Bildverarbeitung T_{Max} nicht übertreffen.

$\mathbf{F}_{R,k}$ überein, und der Rekonstruktionsgrad ist Null. Je größer die Anzahl der rekonstruierten Bildpunkte ist, und je älter die zur Rekonstruktion genutzten Bilddaten sind, desto höher ist der Rekonstruktionsgrad. Der Rekonstruktionsgrad ist Eins, wenn das Analysebild $\mathbf{F}_{A,k}$ vollständig aus den Bildpunkten des ältesten Rohbilds besteht.

Das Bild 5.8 zeigt ein Schema, nach dem sich der Rekonstruktionsgrad J_R über Standardfunktionen der Bildverarbeitung ermitteln lässt.

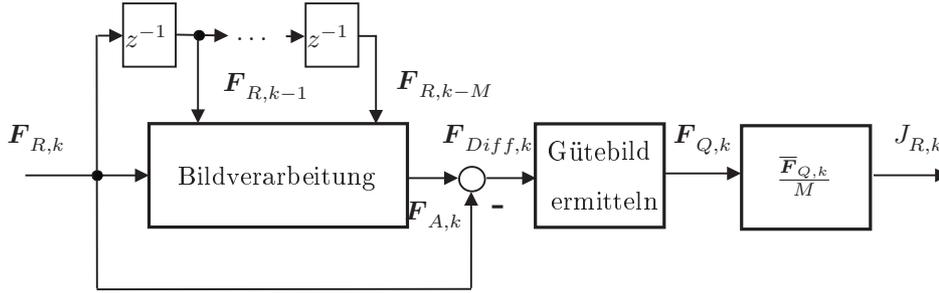


Bild 5.8: Schema zur Berechnung des Rekonstruktionsgrads

Das aktuelle Analysebild $\mathbf{F}_{A,k}$ ist Ergebnis einer Bildverarbeitung, die auf Daten aus M zurückliegenden Rohbildern $\mathbf{F}_{R,k-1}, \dots, \mathbf{F}_{R,k-M}$ zurückgreift. Aus dem Analyse- und Rohbild wird in jedem Schritt k das Differenzbild $\mathbf{F}_{Diff,k}$ gebildet und anschließend binarisiert, so dass erkennbar wird, welche Bildpunkte ersetzt wurden. Alle im Roh- und Analysebild übereinstimmenden Bildpunkte erhalten über entsprechende Schwellwertoperationen eine Null, alle anderen eine Eins

$$g_{\mathbf{F}_{Diff,k}}^B(x,y) = \begin{cases} 0 & \text{wenn } g_{\mathbf{F}_{Diff,k}}(x,y) = 0 \\ 1 & \text{sonst.} \end{cases} \quad (5.13)$$

Anschließend wird aus den Bildpunkten $g_{\mathbf{F}_{Diff,k}}^B(x,y)$ des binarisierten Differenzbilds durch Aufsummieren ein Gütebild $\mathbf{F}_{Q,k}$ gebildet, wobei bei $g_{\mathbf{F}_{Diff,k}}^B(x,y) = 0$ ein Rücksetzen des Gütebildgrauwerts auf Null erfolgt (wiederum über Schwellwertoperationen umsetzbar)

$$g_{\mathbf{F}_{Q,k}}(x,y) = \begin{cases} 0 & \text{wenn } g_{\mathbf{F}_{Diff,k}}^B(x,y) = 0 \\ g_{\mathbf{F}_{Q,k-1}}(x,y) & \text{wenn } g_{\mathbf{F}_{Q,k-1}} \geq M \\ g_{\mathbf{F}_{Q,k-1}}(x,y) + 1 & \text{sonst.} \end{cases} \quad (5.14)$$

Die Grauwerte von $\mathbf{F}_{Q,k}$ stehen damit für das Alter τ_k der Bildpunkte von $\mathbf{F}_{A,k}$, so dass sich der Rekonstruktionsgrad $J_{R,k}$ aus dem mittleren Grauwert des Gütebilds $\overline{\mathbf{F}}_{Q,k}$ geteilt durch den Filterhorizont M ergibt

$$J_{R,k} = \frac{\overline{\mathbf{F}}_{Q,k}}{M}. \quad (5.15)$$

Ein typisches Beispiel für den Verlauf von $J_{R,k}$ zeigt das Bild 5.9. Weil aus dem Anfangszustand heraus gestartet wird, stimmen zu Beginn das Roh- und das Analysebild überein und der Rekonstruktionsgrad ist Null.

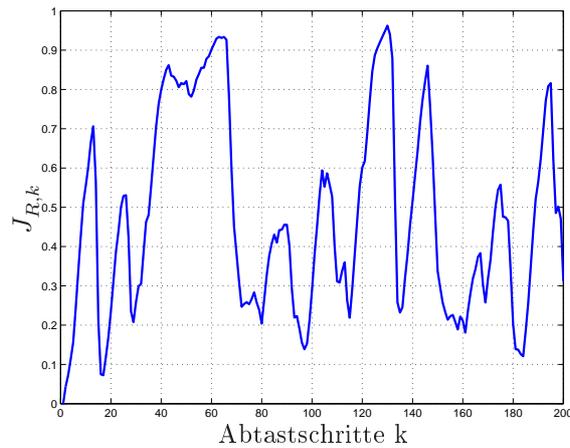


Bild 5.9: Verlauf des Rekonstruktionsgrads (der Filterhorizont beträgt 20 Schritte)

Anmerkung: Das Gütebild \mathbf{F}_Q enthält die Information darüber, wo und wie lange Bildstörungen auftreten. Für eine Analyse von Verbrennungsprozessen ist daher eine Visualisierung von \mathbf{F}_Q zweckmäßig.

Zusammenfassend ist festzustellen, dass die Beurteilung der Störungen in IR-Aufnahmen eine komplexe Aufgabenstellung ist, die unterschiedlichen Aspekten Rechnung tragen muss. Zweckmäßig ist eine Unterscheidung zwischen statischer und dynamischer Bildgüte. Um der Vielzahl möglicher Störsituationen gerecht zu werden, ist bei der statischen Bildgütebewertung u.U. die Verwendung mehrerer Bildmerkmale notwendig. Hierbei sind vor allem Bildmerkmale zweckmäßig, die die Bildstruktur auswerten.

Der hier vorgeschlagene Rekonstruktionsgrad beschreibt, in welchem Maß bei der Bildvorverarbeitung auf zurückliegende Bilddaten zurückgegriffen wird. Er ist ein Maß für die Aktualität des Analysebilds und damit auch für die auf seiner Basis ermittelten Kenngrößen.

5.6 Berechnung infrarotbasierter Kenngrößen

Die Literatur bietet insgesamt nur wenige Anhaltspunkte zur Definition und Berechnung von Kenngrößen. Bei den hier betrachteten Rostverbrennungen erscheint die Berechnung folgender Kenngrößen zweckmäßig [212]:

- die mittlere Temperatur in jedem Rostsegment,
- das mittlere Längstemperaturprofil (Gesamtrost/ bahnweise),
- die Fläche und die mittlere Temperatur der Brennzone (Gesamtrost/ bahnweise),
- die Längs- und Querposition der Brennzone (Gesamtrost/ bahnweise).

Zur Ableitung von Kenngrößen

Die o.g. Kenngrößen sind heuristisch begründet. In Verbindung mit einer Interpretation der Bilddaten beruhen sie auf einer Modellvorstellung vom Prozessverhalten. Dennoch sind diese Kenngrößen plausibel und i.d.R. lassen sich auch Zusammenhänge zwischen ihnen und anderen Prozessgrößen nachweisen.

Bedingt durch die verschiedenen technischen Randbedingungen unterscheiden sich die IR-Aufnahmen von Anlage zu Anlage. Daher muss individuell geprüft werden, ob und in welcher Weise Kenngrößen bestimmbar sind. Möglicherweise lassen sich auch bislang nicht berücksichtigte Bildmerkmale durch die Entwicklung neuer Kenngrößen erfassen. Bisher ist jedoch noch kein Verfahren bekannt, mit dem sich systematisch die Bildmerkmale bestimmen lassen, deren Ausprägung für bestimmte Prozesszustände oder -abläufe charakteristisch sind.

Zur Unterstützung der Kenngrößenentwicklung erscheinen Verfahren zweckmäßig, die mittels Datenanalyse die Beziehungen zwischen Bild- und Prozessdaten bestimmen. Ein möglicher Ansatz hierfür ist eine Korrelationsanalyse.

Dabei wird jeder einzelne Bildpunkt $g(x,y)$ in seinem Verlauf über eine längere Bildsequenz als Signal $x(t) = g(x,y,t)$ aufgefasst, und mit einer vorgegebenen Prozessgröße $y(t)$ korreliert (nach Gl. (5.9)). Auf diese Weise entstehen für eine vorgegebene Zeitverschiebung τ_k jeweils Matrizen von Korrelationskoeffizienten $\mathbf{R}_{xy}(\tau_k)$. Bei Untersuchungen erwies sich die Berechnung folgender Matrizen als sinnvoll:

- die Matrix $\mathbf{R}_{xy}(\tau_k = 0)$ der Korrelationskoeffizienten bei $\tau_k = 0$
- die Matrix $\mathbf{R}_{xy,Max}$ der maximalen Beträge der Korrelationskoeffizienten innerhalb eines Bereichs für τ_k ($-\tau_{k,Min} \dots \tau_{k,Max}$) und
- die Matrix τ_k , die die Zeitverschiebung τ_k beim betragsmäßig größten Korrelationskoeffizienten $R_{xy,Max}$ angibt.

Ein Beispiel für diese Korrelationsuntersuchungen zeigt das Bild 5.10. Hier wurden die Punkte einer IR-Bildsequenz mit dem zeitgleich im Abgas gemessenen NO-Gehalt bei einer Zeitverschiebung von $\tau_k = 0$ korreliert, so dass die Matrix $\mathbf{R}_{xy}(\tau_k = 0)$ entstand. Sie ist in Bild 5.10 dargestellt. Positive Korrelationskoeffizienten sind hell und die negativen dunkel kodiert.

In Übereinstimmung mit anderen Untersuchungen wurde deutlich, dass sich bestimmte Bildstrukturen in den ursprünglichen IR-Aufnahmen als Muster in den Korrelationsmatrizen wiederfinden. So sind in Bild 5.10 beispielsweise die Brennbettgrenzen erkennbar.

In den ursprünglichen Bilddaten waren Anbackungen bzw. Vignettierungen vorhanden, deren Bereiche in Bild 5.10 mit B gekennzeichnet sind. Die Grauwerte dieser Anbackungen ändern sich kaum über der Zeit, und enthalten daher keine Information über den Prozess. In Übereinstimmung mit den Erwartungen sind die Korrelationskoeffizienten in diesen Bereichen betragsmäßig sehr niedrig. Im gezeigten Beispiel ist weiterhin erkennbar, dass die Temperaturen in der Brennbettmitte (A) negativ mit dem NO-Gehalt korreliert sind. Eine mögliche Erklärung hierfür ist, dass bei höheren Temperaturen im Bereich (A) die Haupt-

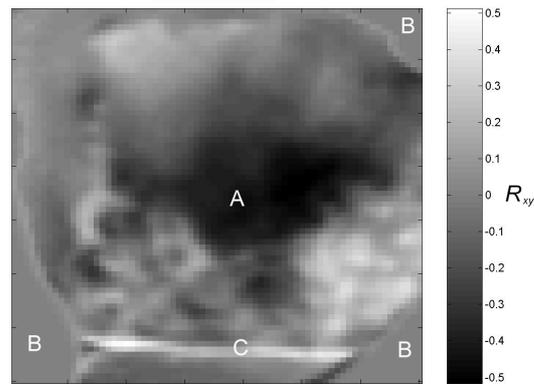


Bild 5.10: Matrix von Korrelationskoeffizienten $R_{xy}(\tau_k = 0)$, Korrelation von Einzelbildpunkten $g(x,y,t)$ mit dem NO-Gehalt im Abgas

verbrennung in der Brennbettmitte liegt. Da entspricht der optimalen Lage der Brennzonen, die mit einer niedrigen NO-Entstehung verbunden ist. Auffällig ist weiterhin der Bereich C mit einer relativ hohen und positiven Korrelation zwischen der Oberflächentemperatur des Kessels T_W und NO. Weitergehende Untersuchungen zeigten, dass der NO-Gehalt und die Abgastemperatur ϑ_A (im ersten Zug) ebenfalls korreliert sind. Im Bereich C treffen die heißen Abgase auf die Kesseloberfläche, so dass dort ϑ_A und T_W eng korreliert sind. Der Bereich C ist damit indirekt über die Abgastemperatur ϑ_A mit NO korreliert⁶

Eine abschließende Bewertung der Korrelationsanalysen ist derzeit noch nicht möglich. So ist u.a. zu klären, weshalb die Beträge der maximalen Korrelationskoeffizienten mit $|R_{xy}| < 0,5$ relativ gering sind. Eine mögliche Ursache ist, dass die tatsächlichen Zusammenhänge zwischen den Prozessgrößen und Bilddaten nichtlinear sind und folglich durch Korrelationskoeffizienten nur bedingt quantifizierbar sind. Weiterhin muss untersucht werden, wie sich aus den Analyseergebnissen Kenngrößen bilden lassen.

5.7 Berechnung der Kenngröße Feuerlage

Für die Prozessführung bei Rostverbrennungen sind die Brennzonen und ihre Eigenschaften von hervorgehobener Bedeutung. Eine Brennzonen ist der Hauptverbrennungsbereich eines Brennbetts. Um die mittlere Lage der Brennzonen, die sog. Feuerlage, aus IR-Aufnahmen zu ermitteln, sind zwei Ansätze bekannt. Das ist die von Müller [120] vorgeschlagene Zeilenfeuerlage und die von Walter [192] vorgestellte Schwerpunkfeuerlage. In diesem Abschnitt werden beide Ansätze vorgestellt und anhand von IR-Aufnahmen untersucht. Es zeigt sich, dass beide Ansätze in bestimmten Situationen die Feuerlage nicht repräsentativ wiederge-

⁶Hohe Gastemperaturen begünstigen i.Allg. die NO-Bildung (Abschnitt 1.1 S. 4). Hier wird vermutet, dass bei hohen Abgastemperaturen ϑ_A (die im vorliegenden Fall mit O_2 -Mangel verbunden sind) insgesamt dominierende NO-reduzierenden Bedingungen vorliegen.

ben.

Die Schwerpunktfeuerlageberechnung erfolgt über eine explizite Brennzonendetektion, so dass vorteilhafter Weise weitere (später näher erläuterte) Kenngrößen bestimmbar sind. Basierend auf diesem Ansatz wurde deshalb ein neues Verfahren entwickelt, das mit Hilfe einer wissensbasierten Auswertung der Detektionsergebnisse eine adaptive Brennzonenenerkennung durchführt.

Berechnung der Zeilenfeuerlage und der gewichteten Zeilenfeuerlage

Bei der Zeilenfeuerlage wird davon ausgegangen, dass sie durch die Lage des (quer zum Brennbett bestimmten) höchsten mittleren Grauwertes gegeben ist. Zur Bestimmung der Zeilenfeuerlage $y_{FL,L}$ werden die mittleren Zeilengrauwerte des Analysebilds \mathbf{F}_A bestimmt, und zum Vektor \mathbf{g}_Z zusammengefasst

$$\mathbf{g}_Z = [g_Z(1), \dots, g_Z(W_y)] \quad \text{mit} \quad g_Z(i) = \frac{1}{W_x} \sum_{j=1}^{W_x} g_{\mathbf{F}_A}(j,i) \quad \text{und} \quad i = 1 : W_y. \quad (5.16)$$

Die Zeilenfeuerlage in den Bildkoordinaten entspricht dem Index i des maximalen Elements in \mathbf{g}_Z . Es wird vorausgesetzt, dass \mathbf{g}_Z nur ein Maximum besitzt. Für die relativ zur sichtbaren Brennbettausdehnung zwischen Null und Eins definierte normierte Feuerlage ergibt sich

$$y_{FL,L} = \frac{i-1}{W_y-1} \quad \text{mit} \quad i : g_Z(i) = \max \mathbf{g}_Z, \quad 0 \leq y_{FL} \leq 1. \quad (5.17)$$

Die Zeilenfeuerlage $y_{FL,L}$ wurde anhand zahlreicher Brennbettaufnahmen mit folgenden Ergebnissen untersucht:

- Bei einer kompakten und quer zur Strömungsrichtung ausgerichteten Brennzone wird die Feuerlage in weitgehender Übereinstimmung mit der Erwartung wiedergegeben. Hingegen ist bei mehreren, stark gestreuten und bei schief liegenden Brennzonen die berechnete Feuerlage nicht repräsentativ.
- Die berechnete Feuerlage $y_{FL,L}$ ändert sich sprunghaft, ohne dass dem eine deutliche Änderung des Brennbetts zugrunde liegt. Dieses Verhalten steht im Widerspruch zum vergleichsweise trägen Brennbett.

Aufgrund dessen wird folgende modifizierte Feuerlageberechnung vorgeschlagen. In die Feuerlageberechnung gehen nicht nur der Zeilengrauwert einer Zeile, sondern auch die gewichteten Zeilengrauwerte der benachbarten Zeilen ein. Die Anzahl N der jeweiligen Nachbarzeilen und ihr Einfluss ist über entsprechende Gewichtungsfaktoren K_i mit $i = 1 : N$ vorzugeben. Die Zeile i legt dann die Zeilenfeuerlage fest, wenn die Summe aus ihrem Mittelwert und den gewichteten Mittelwerten ihrer $2N$ benachbarten Zeilen maximal ist. Anzumerken ist, dass für die Berechnung der gewichteten Zeilenfeuerlage $y_{FL,LW}$ eine Randergänzung durchzuführen ist.

Wird bei einer Berechnung die Umgebung eines Bildpunkts (oder wie hier einer Bildzeile)

herangezogen, fehlen an den Bildrändern Daten. In diesem Fall erfolgt eine Randergänzung, bei der die fehlenden Bilddaten z.B. durch eine Spiegelung an den Bildrändern erzeugt werden. Das Prinzip der Randergänzung und die Berechnung von \mathbf{g}_Z unter Berücksichtigung der Gewichtungsfaktoren K_i für die erste Bildzeile und $N = 2$ deutet das Bild 5.11 an.

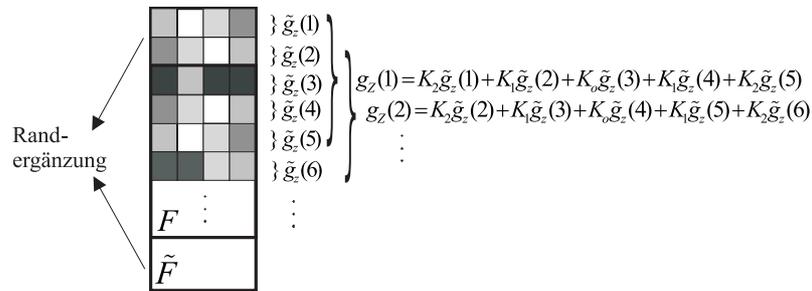


Bild 5.11: Berechnung der gewichteten Zeilenfeuerlage am randergänzten Bild $\tilde{\mathbf{F}}$

Die im Bereich zwischen Null und Eins normierte gewichtete Zeilenfeuerlage analog Gl. (5.17)

$$y_{FL,LW} = \frac{i-1}{W_y-1} \quad \text{mit} \quad i : g_Z(i) = \max \mathbf{g}_Z, \quad \text{wobei gilt} \quad 0 \leq y_{FL,LW} \leq 1. \quad (5.18)$$

Gegenüber der Zeilenfeuerlage ist die gewichtete Zeilenfeuerlage träger, sprunghafte Änderungen der berechneten Werte werden weitgehend vermieden. Es ist sinnvoll, die Gewichtungsfaktoren K_i mit steigendem Index i wertemäßig kleiner zu wählen, so dass die entfernteren Zeilen schwächer in die Berechnung eingehen.

Berechnung der Schwerpunktfeuerlage

Die Schwerpunktfeuerlage setzt eine explizite Brennzonendetektion voraus. Am Beispiel von Bild 5.12 wird die Brennzonendetektion nach Walter [192] vorgestellt. Die Brennbettgren-



Bild 5.12: Infrarotbild \mathbf{F}_A mit markiertem Brennbettbereich, die detektierten Brennzonen und die mit $\alpha_{BZ} = 0.9$ ermittelte Schwerpunktfeuerlage

zen, auf die sich die Feuerlage bezieht, sind durch dunkle Linien hervorgehoben.

Die Brennzonenerkennung besteht in der Binarisierung des Brennbettbereichs von \mathbf{F}_A , wobei alle Bildpunkte von \mathbf{F}_A zur Brennzone zählen, wenn ihre Grauwerte einen relativen

Anteil α_{BZ} zum maximalen Brennbettgrauwert g_{Max} überschreiten

$$g_{\mathbf{F}_A^B}(x,y) = \begin{cases} 1 & \text{wenn } g_{\mathbf{F}_A}(x,y) \geq \alpha_{BZ}g_{Max,\mathbf{F}_A} \\ 0 & \text{sonst,} \end{cases} \quad \text{mit } 0 < \alpha_{BZ} \leq 1. \quad (5.19)$$

Wenn im o.g. Bildbeispiel die Brennzonendetektion mit $\alpha_{BZ} = 0,9$ erfolgt, ergibt sich das in Bild 5.12 dargestellte Binärbild \mathbf{F}_A^B . Im vorliegenden Fall werden drei Brennzonen detektiert. Die Gesamtfeuerlage in Quer- und Längsrichtung bestimmt sich über den Flächenschwerpunkt aller Brennzonen

$$x = \frac{\sum x g_{\mathbf{F}_A^B}(x,y)}{\sum g_{\mathbf{F}_A^B}(x,y)}, \quad y = \frac{\sum y g_{\mathbf{F}_A^B}(x,y)}{\sum g_{\mathbf{F}_A^B}(x,y)} \quad \text{mit } x = 1 : W_x \quad y = 1 : W_y \quad (5.20)$$

zu

$$x_{FL,S} = \frac{x-1}{W_x-1} \quad \text{und} \quad y_{FL,S} = \frac{y-1}{W_y-1}, \quad \text{wobei gilt } 0 \leq x_{FL,S}, y_{FL,S} \leq 1. \quad (5.21)$$

Die Schwerpunktfeuerlage $(x_{FL,S}, y_{FL,S})$ im Beispiel ist als graues Kreuz eingezeichnet.

Vergleich der Berechnungsverfahren

Die Zeilenfeuerlage (5.17), die gewichtete Zeilenfeuerlage (5.18) sowie die Schwerpunktfeuerlage (5.21) wurden miteinander und gegenüber einer unabhängig von den Berechnungen vorab manuell bestimmten Feuerlage $y_{FL,Est}$ verglichen. Die Basis dieses Vergleichs sind Brennbettaufnahmen einer industriellen Rostverbrennung. Der Vergleich bezieht sich ausschließlich auf die Hauptfeuerlage, d.h. die Feuerlage bezogen auf das gesamte Brennbett. Parallel dazu durchgeführte Untersuchungen zur Quer- und Bahnfeuerlage führen zu ähnlichen Ergebnissen, und werden daher nicht weiter betrachtet.

Die Bilder 5.13 und 5.14 stellen Ausschnitte aus den Untersuchungsergebnissen dar.

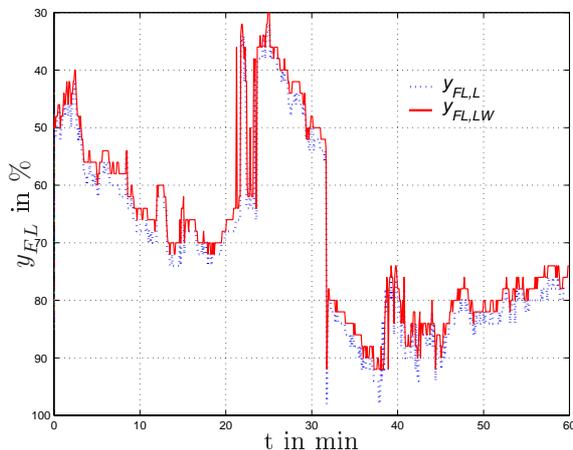


Bild 5.13: Feuerlage zeilenweise $y_{FL,L}$ und gewichtet zeilenweise $y_{FL,LW}$

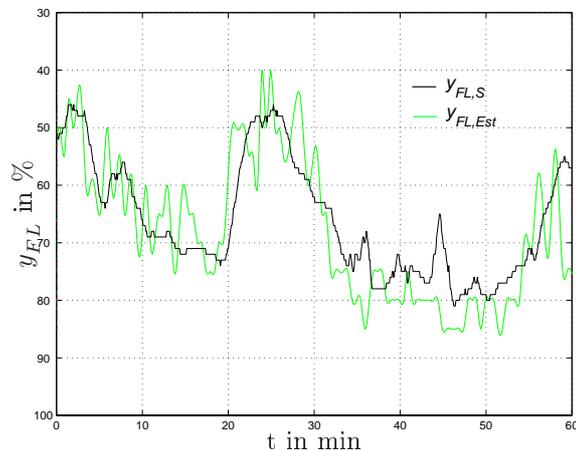


Bild 5.14: Schwerpunktfeuerlage $y_{FL,S}$ und manuelle Einschätzung $y_{FL,Est}$

Das Bild 5.13 zeigt die Kurvenverläufe für die zeilenweise Feuerlage $y_{FL,L}$ und die gewichtete zeilenweise Feuerlage $y_{FL,LW}$. (Bei der gewichteten Zeilenfeuerlage wurden mit $N = 2$ insgesamt jeweils 5 Bildzeilen ausgewertet, als Gewichtungsfaktoren wurden $K_0 = 1$, $K_1 = 0,6$ und $K_2 = 0,3$ gewählt. Die Schwerpunktfeuerlage wurde mit $\alpha_{BZ} = 0,8$ berechnet.)

Die Verläufe der Schwerpunktfeuerlage $y_{FL,S}$ und der manuell bestimmten Feuerlage $y_{FL,Est}$ zeigt das Bild 5.14. Der hier dargestellte Ausschnitt repräsentiert folgendes typische Verhalten. In bestimmten Situationen (z.B. eine kompakte und quer zur Strömungsrichtung liegende Brennzona) stimmen die Ergebnisse aller Verfahren untereinander und mit der manuellen Einschätzung gut überein. Im Beispiel gilt dies etwa bis zum Zeitpunkt $t = 20$ min. Danach liefern beide zeilenorientierten Ansätze weiterhin ähnliche Resultate, weichen insgesamt um etwa 10% von der Schwerpunktfeuerlage ab. Aus den dazugehörigen Aufnahmen ist erkennbar, dass ab diesem Zeitpunkt eine halbkreisförmige Brennzona im oberen Brennbettbereich vorliegt, die innerhalb von ca. 10 min in den unteren Rostbereich verschoben wird. Die zeilenorientierten Ansätze erkennen stets den breitesten Brennzonenbereich als Feuerlage und verfolgen dessen Bewegung über das Brennbett. Bei der Schwerpunktfeuerlage wird dagegen die gesamte halbkreisförmige Brennzona als Brennzona erkannt, so dass die berechnete Feuerlage stärker zentriert wird.

Tabelle 5.1: Abweichung zwischen manuell Einschätzung und der berechneten Feuerlagen

	ee^T
Zeilenfeuerlage	51817
gew. Zeilenfeuerlage	46323
Schwerpunktfeuerlage	34583

Wird als Maß für die Abweichung zwischen der geschätzten Feuerlage und Berechnungen die Summe der quadrierten Abweichung ($J = ee^T$ mit $e = \mathbf{y}_{FL,Est} - \mathbf{y}_{FL}$) eingesetzt, weist die Schwerpunktfeuerlage die deutlichste Übereinstimmung auf (Tabelle 5.1). Generell ist festzustellen, dass bei der Schwerpunktfeuerlage nur bei Störungen durch stehende Flammen und bei einer relativ homogenen Brennbettstrahlung signifikante Abweichungen zur manuellen Einschätzung auftreten.

Die ungewichtete Zeilenfeuerlage weicht am deutlichsten von der manuellen Schätzung ab. Sie wird nur bei kompakten und quer zur Strömungsrichtung ausgeprägten Brennzonen repräsentativ bestimmt. Bei anderen Situationen kann es zu vergleichsweise schnellen Schwankungen kommen. Durch eine gewichtete Berechnung der Zeilenfeuerlage wird dieses unerwünschte Verhalten deutlich gemindert.

Festzuhalten ist, dass sich die Verfahren hinsichtlich der Beherrschung verschiedener Brennbettsituationen deutlich unterscheiden, auch wenn ihre Mittelwerte oft nur geringfügig voneinander abweichen. Für die Bestimmung der Feuerlage sind Verfahren mit expliziter Brennzonendetektion zu favorisieren. Zum einen, weil sich aus den Brennzonen weitere Kenngrößen ableiten lassen, zum anderen, weil die zeilenorientierten Ansätze zu Ergeb-

nissen führen, die u.U. im Widerspruch zu den physikalisch-technischen Randbedingungen stehen. Während dieser Effekt bei der gewichteten Zeilenfeuerlage noch durch eine geeignete Parametrierung abgeschwächt werden kann, besteht diese Möglichkeit bei der Zeilenfeuerlage nicht.

In bestimmten Situationen werden jedoch auch beim Schwerpunktverfahren mit expliziter Brennzonendetektion physikalisch-technischen Randbedingungen verletzt, wie nachfolgend gezeigt wird. Zunächst wird im folgenden Abschnitt der Einfluss des Detektionsparameters α_{BZ} auf die ermittelten Brennzoneneigenschaften bestimmt.

Einfluss des Parameters α_{BZ} auf die Brennzonendetektion

Bei der Brennzonenerkennung wurde bisher von einem einmalig festgelegten Parameter α_{BZ} ausgegangen. Weil für die Festlegung von α_{BZ} keine Hinweise vorliegen, wird der Zusammenhang zwischen α_{BZ} und den Brennzoneneigenschaften

- mittlere Brennzonentemperatur T_{BZ} ,
- Längs- und Querlage der Brennzone ($y_{FL,S}$, $x_{FL,S}$) und
- die relative Brennzonenfläche $A_{BZ,Rel}$

untersucht. Die relative Brennzonenfläche $A_{BZ,Rel}$ ist das Verhältnis der Brennzonenfläche A_{BZ} zur gesamten Brennbettfläche A_{BB}

$$A_{BZ,Rel} = \frac{A_{BZ}}{A_{BB}}. \quad (5.22)$$

Ausschnitte aus den zeitlichen Kenngrößenverläufen der für verschiedene α_{BZ} ($\alpha_{BZ} = 0,7$, $0,8$ und $0,9$) zeigen die Bilder 5.15 und 5.16. Die zugrunde liegenden Bilddaten sind mit denen des vorangegangenen Abschnitts identisch.

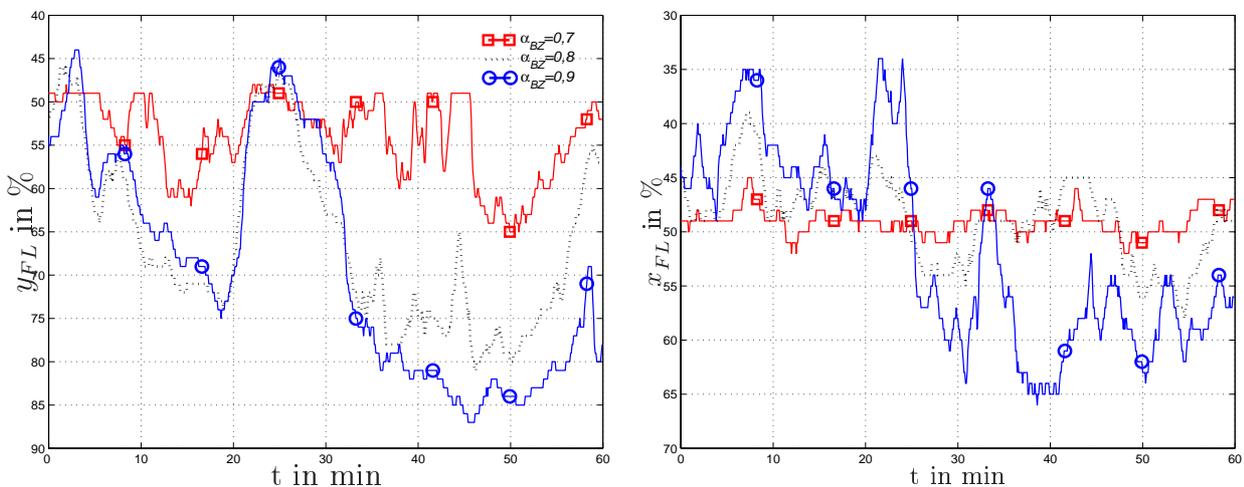


Bild 5.15: Längs- und Querfeuerlage $y_{FL,S}$ und $x_{FL,S}$ mit $\alpha_{BZ} = 0,7, 0,8$ und $0,9$

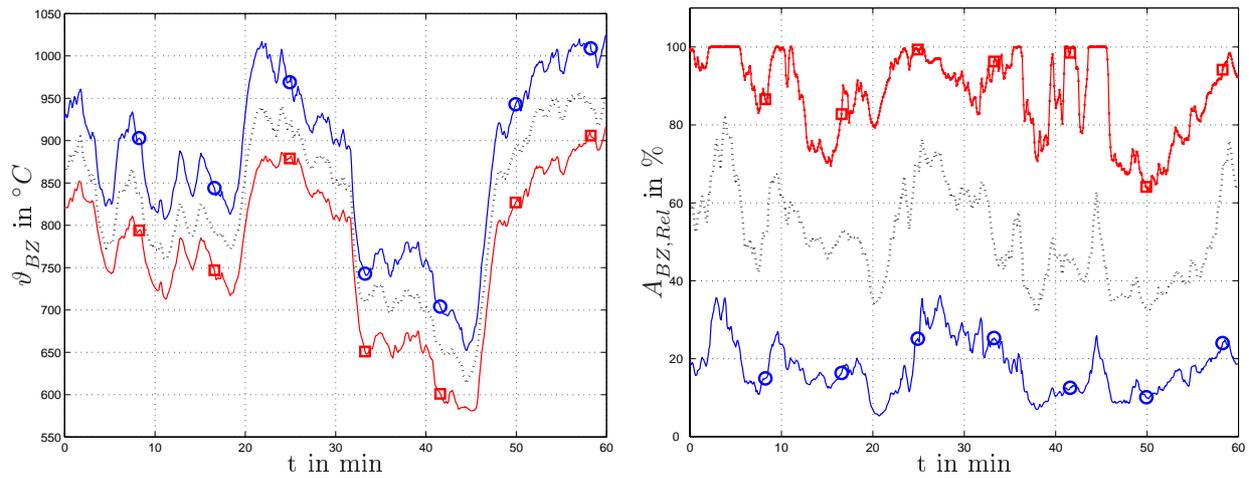


Bild 5.16: Brennzonentemperatur ϑ_{BZ} und -fläche $A_{BZ,Rel}$ bei $\alpha_{BZ} = 0,7, 0,8$ und $0,9$

Aus den Zeitverläufen ist ablesbar, dass die mittlere Brennzonentemperatur T_{BZ} und die relative Brennzonenfläche $A_{BZ,rel}$ innerhalb der Einzelbilder und auch bei Betrachtung längere Bildsequenzen von α_{BZ} abhängen. Weniger eindeutig sind dagegen, die Zusammenhänge zwischen α_{BZ} und der Längs- sowie Querfeuerlage.

Deshalb wurden die Kenngrößen für $\alpha_{BZ} = 0,3 \dots 1$ über einen Zeitraum von 24 h berechnet und als gemittelte Werte dem jeweiligen Schwellwert α_{BZ} gegenübergestellt (Bild 5.17).

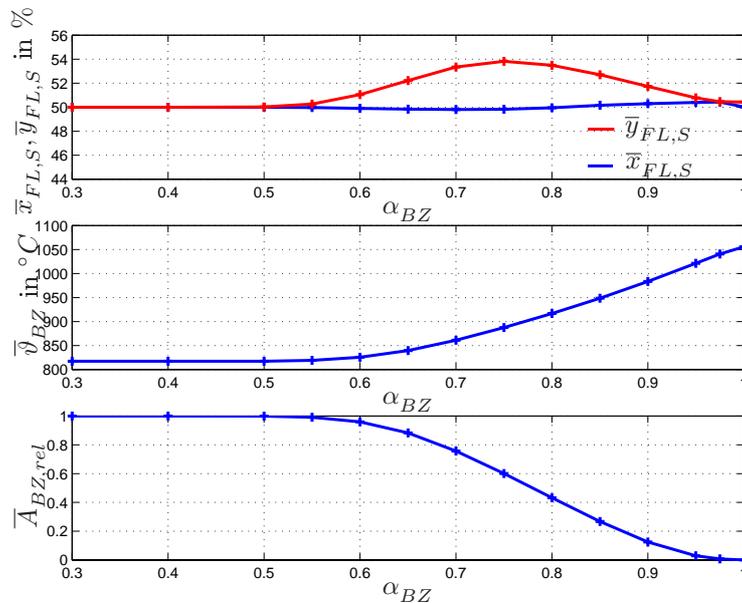


Bild 5.17: Mittlere Abhängigkeit der Brennzoneneigenschaften von α_{BZ}

Die Ergebnisse von Bild 5.17 machen folgendes deutlich.

- Die mittlere Feuerlage ist weitgehend unabhängig von α_{BZ}

$$\bar{y}_{FL}, \bar{x}_{FL} \neq f(\alpha_{BZ}).$$

- Die Brennzonentemperatur T_{BZ} bzw. ϑ_{BZ} ist sowohl innerhalb einzelner Aufnahmen als auch insgesamt proportional zu α_{BZ} :

$$T_{BZ} \sim \alpha_{BZ} \quad \text{und} \quad \bar{T}_{BZ} \sim \alpha_{BZ}.$$

- Die Brennzonenfläche $A_{BZ,Rel}$ ist sowohl innerhalb einzelner Aufnahmen als auch insgesamt um so geringer, je größer der Wert von α_{BZ} ist:

$$A_{BZ,Rel} \sim (1 - \alpha_{BZ}) \quad \text{und} \quad \bar{A}_{BZ,Rel} \sim (1 - \alpha_{BZ}).$$

5.8 Verfahren zur adaptiven Brennzonendetektion

Bei einem Einsatz der IR-Analyse ist in bestimmtem Umfang eine individuelle Anpassung der Parameter von Bildvorverarbeitung, Bildgütebewertung und Bildauswertung notwendig.

Erfahrungsgemäß lässt sich dabei in einigen Fällen nur schwer eine geeignete Festlegung von α_{BZ} finden, bei der die Brennzonendetektion ohne eine Verletzung der physikalisch-technischen Randbedingungen erfolgt. Dies ist vor allem bei stark veränderlichen Brennstoffen der Fall, denn dort schwanken die Brennbettverhältnisse deutlich. Wird α_{BZ} im Hinblick auf Nominalsituationen festgelegt, erfolgt bei normalen Brennbettzuständen eine repräsentative Brennzonendetektion. In ungünstigen Situationen kommt es dann jedoch zu einer fehlerhaften Detektion. Umgekehrt gilt dies auch, wenn sich die Festlegung von α_{BZ} an den selteneren ungünstigen Situationen orientiert.

Eine fehlerhafte Brennzonendetektion tritt vor allem dann auf, wenn die Brennbetttemperaturen überdurchschnittlich homogen sind. Beispielsweise wird dann die relative Brennzonenfläche $A_{BZ,Rel}$ Eins (z.B. obere Kurve von Bild 5.16), d.h. im Widerspruch zu den physikalisch-technischen Randbedingungen wird das gesamte Brennbett als Brennzone erkannt. Gerade bei diesen abweichenden Situationen, ist jedoch eine repräsentative Beschreibung des Brennbettzustands erforderlich.

Deshalb wird vorgeschlagen von einer einmaligen Anpassung abzusehen, und nach der in Bild 5.18 gezeigten Struktur eine laufende Anpassung der Brennzonendetektion an die Brennbettsituation vorzunehmen. Unverzichtbar ist auch hier eine leistungsfähige Bildvorverarbeitung, die ein störungsminimiertes Analysebild \mathbf{F}_A zur Verfügung stellt, anhand dessen die Brennzonendetektion erfolgt. Die Detektion liefert die Regionen der Brennzonen, so dass im Schritt Identifikation die Brennzoneneigenschaften ermittelt werden. Im Validierungsschritt wird geprüft, ob die Brennzoneneigenschaften vorab formulierten physikalisch-technische Randbedingungen (Befragung von Experten, Simulationsuntersuchungen an Modellen) verletzen. Werden sie verletzt, erfolgt eine gerichtete Anpassung des Detektionsalgorithmus.

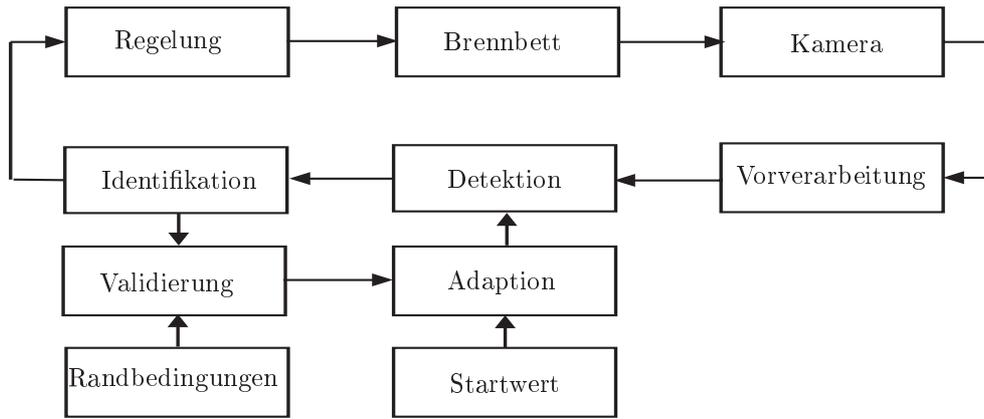


Bild 5.18: Prinzip einer adaptiven Brennzonenerkennung

Die adaptive Brennzonendetektion wurde am Beispiel zahlreicher Brennbettaufnahmen untersucht. Es zeigte sich, dass bereits relativ einfache Anpassungsstrategien eine wesentliche Verbesserung im Sinne einer repräsentativen Brennzonendetektion ermöglichen.

Beispiel zur adaptiven Brennzonendetektion

Ein zweckmäßiges Kriterium zur Beurteilung der detektierten Brennzone ist die relative Brennzonenfläche $A_{BZ,Rel}$, deren Wert zwischen Null und Eins liegt. Die verfahrenstechnisch sinnvollen statischen Grenzen ($A_{BZ,Rel,Min}$ und $A_{BZ,Rel,Max}$) sind meist deutlich enger. Mit den in Abschnitt 5.7 angegebenen Zusammenhängen zwischen α_{BZ} und der Brennzonenfläche lässt sich daher folgende Adaptionstrategie aufbauen.

Wenn die detektierte Brennzonenfläche $A_{BZ,Rel}$ des aktuellen Analysebilds $\mathbf{F}_{A,K}$ größer ist als $A_{BZ,Rel,Max}$, wird α_{BZ} für das folgende Analysebild $\mathbf{F}_{A,K+1}$ vergrößert und umgekehrt. Eine Realisierung dieser Strategie ist

$$\alpha_{BZ,K+1} = \begin{cases} \alpha_{BZ,K} - \varepsilon & \text{wenn } A_{BZ,Rel,K} < A_{BZ,Rel,Min} \\ \alpha_{BZ,K} + \varepsilon & \text{wenn } A_{BZ,Rel,K} > A_{BZ,Rel,Max}, \end{cases} \quad (5.23)$$

wobei zusätzlich

$$\alpha_{BZ,Min} \leq \alpha_{BZ} \leq \alpha_{BZ,Max} \quad (5.24)$$

gefordert wird. Die hierbei ermittelten Kurvenverläufe zeigen die Bilder 5.19 bis 5.22.

Die Adaption wurde zum Zeitpunkt $t = 0$ mit dem Wert $\alpha_{BZ} = 0,7$ gestartet. Die weiteren Parameter sind (ε ...Adaptionsschrittweite)

$$\begin{aligned} \alpha_{BZ,Min} &= 0,05 & A_{BZ,Rel,Min} &= 0,25 \\ \alpha_{BZ,Max} &= 0,95 & A_{BZ,Rel,Max} &= 0,4 \\ \varepsilon &= 0,01. \end{aligned}$$

Das Bild 5.19 zeigt den Verlauf der relativen Brennzonenfläche bei adaptiertem α_{BZ} . Es ist erkennbar, dass die relative Brennzonenfläche beim Start bei ca. 85% liegt und dadurch

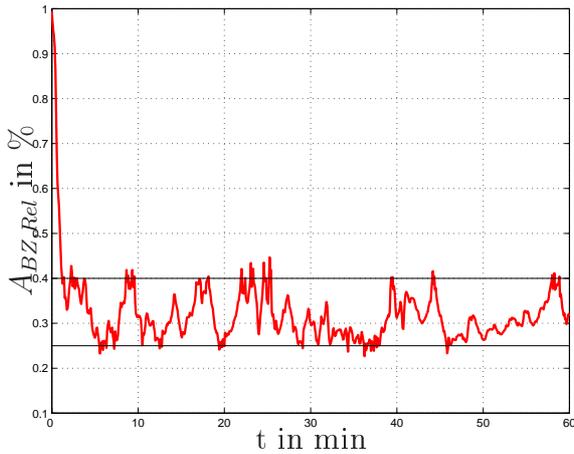


Bild 5.19: Relative Brennzonenfläche $A_{BZ,Rel}$ (α_{BZ} adaptiert)

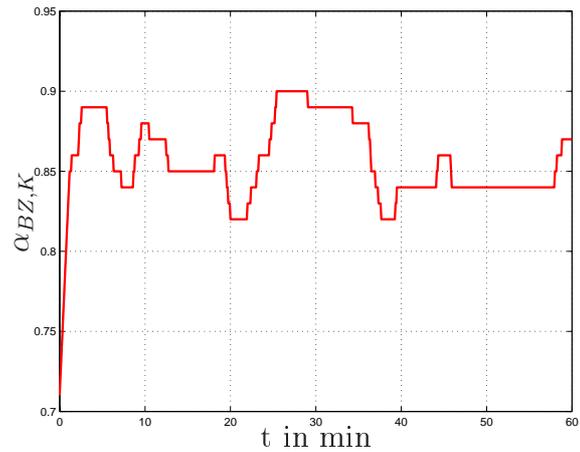


Bild 5.20: Verlauf von α_{BZ}

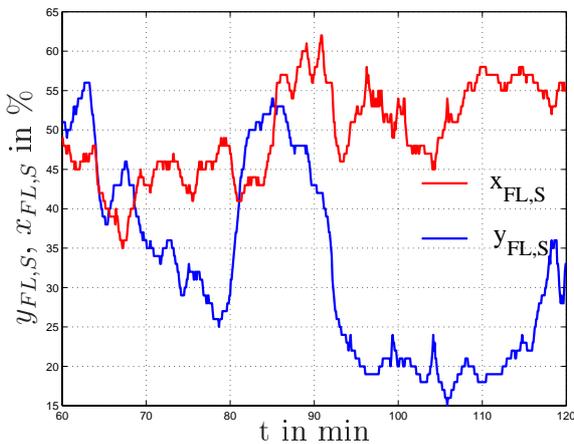


Bild 5.21: Längs- und Querfeuerlage (α_{BZ} adaptiert)

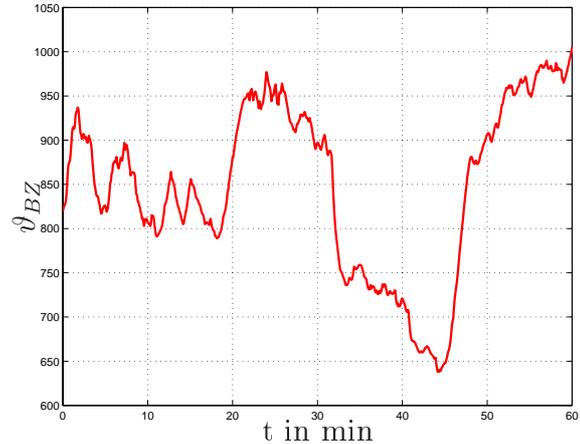


Bild 5.22: Mittlere Brennzonentemperatur ϑ_{BZ} (α_{BZ} adaptiert)

eine Anpassung von α_{BZ} hervorruft. Nach ca. 2 min liegt die Brennzonenfläche innerhalb der statischen Grenzen, die im weiteren Verlauf nur kurzfristig über- bzw. unterschritten werden.

Schließlich wurde untersucht, welchen Einfluss die Wahl des Startwerts $\alpha_{BZ,0}$ ausübt. Es zeigt sich, dass die Wahl von $\alpha_{BZ,0}$ relativ unkritisch ist, denn das für die jeweiligen Verhältnisse zweckmäßige α_{BZ} wird auch bei geringer Adaptionsschrittweite innerhalb weniger Minuten erreicht (Bild 5.23).

Bei der Festlegung der Adaptionsschrittweite ist ein Kompromiss zwischen einer fein gestuften aber langsameren Anpassung (bei geringem ε) und einer schnellen, dafür jedoch größeren Anpassung (bei großem ε) zu finden. Die Adaptionsschrittweite ist zu groß gewählt, wenn Grenzyklen auftreten. Grenzyklen schlagen sich zwangsläufig auch in entsprechenden Schwankungen der Brennzoneneigenschaften z.B. der Brennzonentemperatur ϑ_{BZ} nieder (untere Kurve in Bild 5.24).

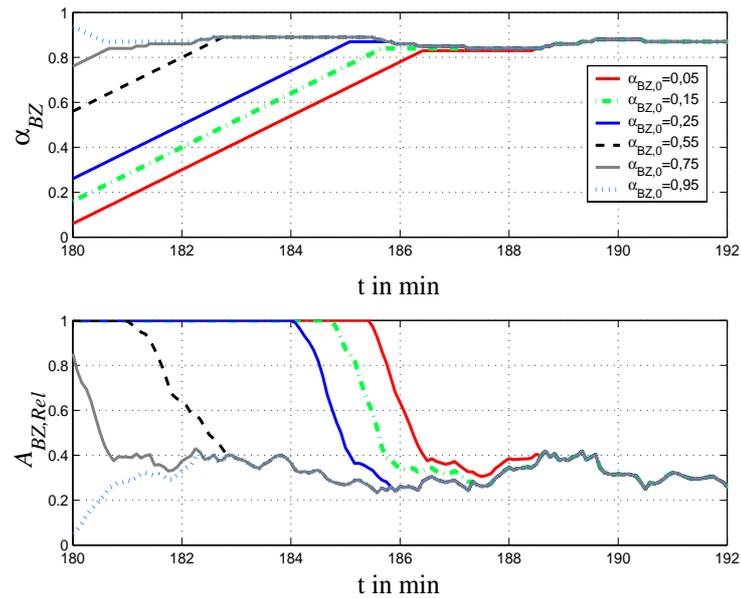


Bild 5.23: Adaption von α_{BZ} mit unterschiedlichen Startwerten; Verlauf von α_{BZ} und $A_{BZ,Rel}$ (Adaptionsschrittweite $\varepsilon = 0,01$)

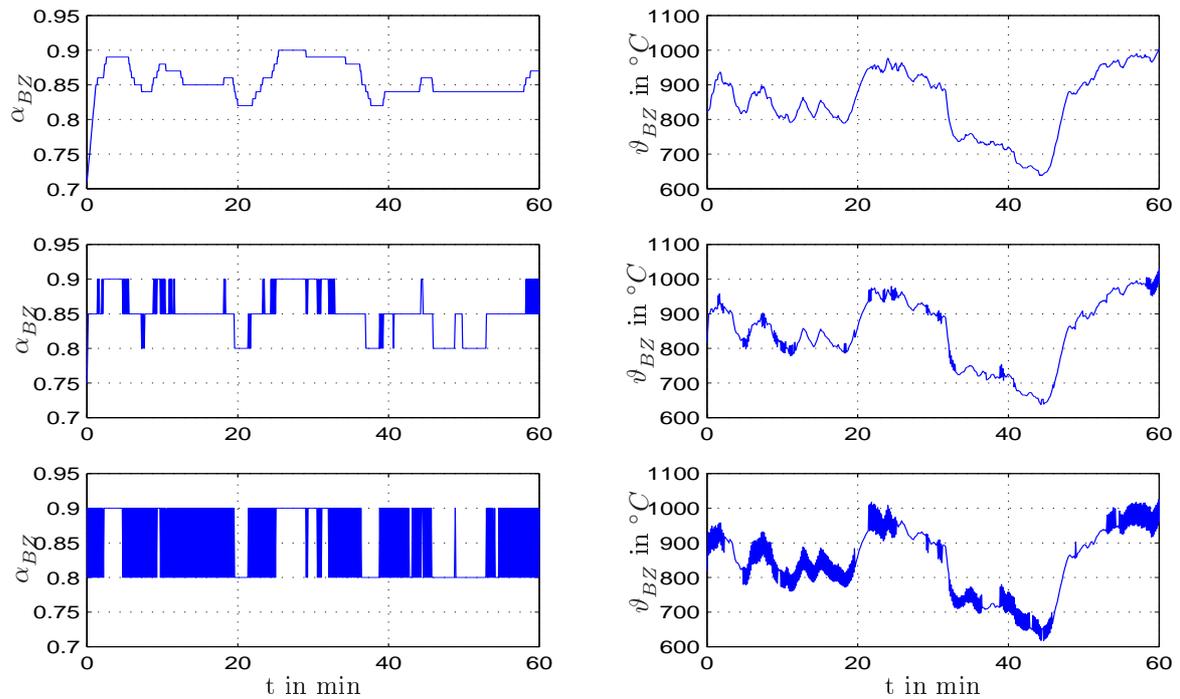


Bild 5.24: Parameter α_{BZ} bei unterschiedlicher Adaptionsschrittweite ε und die Brennzonentemperatur ϑ_{BZ}

Zusammenfassend ist festzustellen:

- Mit der Adaption erfolgt die Brennzonenbestimmung in hoher Übereinstimmung mit der manuellen Einschätzung. Dies gilt vor allem bei einer wenig differenzierten Brenn-

bettsituation (relativ homogene Temperaturverteilung im Brennbett).

- Die Festlegung des Startwertes $\alpha_{BZ,0}$ ist relativ unkritisch. Die Adaptionsschrittweite ε muss so gering sein, dass eine fein gestufte Anpassung von α_{BZ} erfolgt, aber auch hoch genug, so dass die Anpassung von α_{BZ} ausreichend schnell erfolgt.

5.9 Umsetzung und Implementierung der Verfahren

In dieser Arbeit wurden die vorgestellten Verfahren zunächst offline mit Hilfe der Bildverarbeitungssoftware Halcon [124, 125] umgesetzt. Um eine IR-basierte Analyse online durchzuführen, wurden im Rahmen von Forschungs- und Entwicklungsprojekten [172, 214, 215] speziell angepasste Auswerteverfahren entwickelt, in das sog. Inspect-System integriert und an industriellen Anlagen eingesetzt. Neben der eigentlichen Bildverarbeitung erfüllt das Inspect-System weitere Aufgaben wie

1. die digitale Ankopplung der IR-Kamera,
2. eine äquidistante Bereitstellung der IR-Aufnahmen,
3. die Visualisierung und Archivierung der IR-Aufnahmen und der Analyseergebnisse,
4. eine online Parametrierung der Auswertung mittels graphischer Schnittstelle sowie
5. die Weitergabe der Ergebnisse an ein Prozessleitsystem.

Das Inspect-System wurde am Institut für Angewandte Informatik (IAI, Forschungszentrum Karlsruhe) entwickelt. Der Schwerpunkt eigener Arbeiten lag in der Konzeption und Implementierung der Auswerteverfahren.

Das Inspect-System wird hier nur skizziert, detailliertere Darstellungen finden sich in [86, 93, 210, 211]. Inspect ist ein Multitasking-System, das aus einer verteilten Client-Server Architektur besteht. Das in der Programmiersprache Ada erstellte Kernsystem ist der Inspect-Server, der mit den lokalen oder peripheren Komponenten (sog. Clients) kommuniziert und diese auch überwacht. Der Inspect-Server besteht aus dem sog. Global-Buffer als Variablenpool, dem Controller zur Ablaufsteuerung der Applikationsmodule und dem Log-On-Manager zur dynamischen An- und Abmeldung verteilter Komponenten sowie ihrer kontinuierliche Authentifizierungs-, Verfügbarkeits- und Funktionsprüfung. Diese Serverkomponenten laufen in eigenen Tasks ab, so dass Anforderungen in Bezug auf Modularität und Wiederverwendbarkeit erfüllt werden können. Sie erfüllen Teilaufgaben wie die Kommunikation mit dem Prozessleitsystem. Der Datenaustausch erfolgt über ein spezielles TCP/IP-basiertes (TCP/IP...Transmission Control Protocol/Internet Protocol) Sicherheitsprotokoll. Damit ist über Standardnetzwerke ein An- und Abmelden von Komponenten möglich. Diese Flexibilität ermöglicht es, rechenintensive Teilaufgaben auf peripherer Hardware separat zu lösen.

5.10 Zusammenfassung

Bei Feststoffverbrennungen mit veränderlichen Brennstoffen liegt ein schwierig beherrschbarer instationärer und heterogener Prozessablauf vor. Eine optimale Verbrennung gelingt nur dann, wenn bei der Prozessführung der aktuelle Prozesszustand berücksichtigt wird. Eine Voraussetzung hierfür ist die Messung der Feststofftemperaturen. Das Kapitel widmete sich am Beispiel von Rostverbrennungen der IR-basierten Messung der Temperaturverteilung und ihrer rechnergestützten Auswertung.

Auf der Grundlage von IR-Messungen wurden typische Störungen ermittelt und ihr verfälschender Einfluss auf die Temperaturmessung beschrieben. Daraufhin wurde ein Verfahren entwickelt, das ihren Störeinfluss eliminiert oder zumindest deutlich minimiert, so dass ein sog. Analysebild entsteht, das für Kenngrößenberechnung nutzbar ist.

Die Kenngrößen beschreiben Prozesszustand und lassen sich zur online Optimierung heranziehen. Bei einer Integration IR-basierter Mess- und Auswerteverfahren in die Prozessführung ist eine Bewertung der zugrunde liegenden Aufnahmen erforderlich. Hierfür wird eine Unterscheidung von statischer und dynamischer Bildgüte vorgeschlagen. Zur Beschreibung der dynamischen Bildgüte wurde der Rekonstruktionsgrad eingeführt. Zur Entwicklung neuer statischer Bildgütemaße wird im Unterschied zu den bekannten Ansätzen vorgeschlagen, Bildmerkmale einzubeziehen, die Bildstrukturen berücksichtigen.

Weiterhin wurde auf die Kenngrößenberechnung eingegangen, und als Hilfsmittel zur Gewinnung neuer Kenngrößen die Berechnung von Korrelationsmatrizen vorgeschlagen.

Aufgrund ihrer hervorgehobenen Bedeutung bei der Prozessführung wurde vertiefend die Kenngröße Feuerlage betrachtet. Es zeigte sich, dass die bekannten Verfahren zur Feuerlagebestimmung u.U. nicht zu repräsentativen Ergebnissen führen. Deshalb wurde ein Verfahren zur adaptiven Brennzonedetektion entwickelt, das auch bei stark schwankenden Brennbetteigenschaften (die vor allem durch die veränderlichen Brennstoffe hervorgerufen werden) so abläuft, dass die ermittelten Brennzoneneigenschaften (wie die Feuerlage) den physikalisch-technischen Randbedingungen nicht widersprechen. Für dieses Verfahren wurde ein Patent beantragt [213].

Zur IR-basierten Analyse wurden in das am IAI entwickelte Inspect-System ausgewählte Verfahren zur Bildvorverarbeitung, Bewertung und Analyse integriert. Damit gelingt eine hinreichend schnelle online Erfassung und Beschreibung des Prozesszustands.

Kapitel 6

Zusammenfassung und Ausblick

Die Analyse zum Stand der Technik automatisierter Verbrennungsprozesse zeigte, dass

- die messtechnische Erfassung des örtlich verteilten Verbrennungszustands und dessen Beschreibung durch Kenngrößen gegenwärtig noch unbefriedigend gelöst ist,
- die Ableitung hinreichend genauer theoretisch begründeter Modelle zur Beschreibung des Prozessverhaltens insgesamt und der Regelstrecken (Prozess- und Entwurfsmodelle) nur teilweise gelingt und
- bislang kaum Ansätze bekannt sind, wie durch Regelungen eine schadstoffarme und zugleich effiziente Verbrennung auch dann gewährleistet werden kann, wenn das Prozessverhalten aufgrund schwankender Brennstoffeigenschaften variiert.

Am Beispiel einer halbtechnische Pilotanlage wurde in dieser Arbeit gezeigt, wie sich unter Nutzung von speziellen Prozess- und Entwurfsmodellen für industrielle Verbrennung mit Wärmenutzung leistungsfähige Regelungen für die Temperatur ϑ_A und den O_2 -Gehalt im Abgas aufbauen lassen. Zu diesem Zweck wurde zunächst ein theoretisches Prozessmodell zur Beschreibung des regelungstechnischen Verhaltens der Pilotanlage entwickelt und als Simulationsmodell implementiert. Dieses Modell wurde auch zur Bestimmung geeigneter Entwurfsmodellstrukturen verwandt.

Bei den Untersuchungen wurde festgestellt, dass entgegen den üblichen Ansätzen das dynamische Verhalten der Temperaturregelstrecken nur dann hinreichend genau wiedergegeben wird, wenn es durch Übertragungsfunktionen mit mindestens einer Zählerzeitkonstante beschrieben wird. Für die Pilotanlage erwiesen sich minimalphasige PDT1- und PDT2-Entwurfsmodelle als günstig. Sie beschreiben ein Verhalten, das sich als eine Überlagerung von zwei dynamisch unterschiedlich schnellen Teilvorgängen ergibt und zwar die schnellen Verbrennungs- und Gastransportvorgänge und die Wechselwirkungen mit der thermisch trägen Brennkammerwand. Dieses spezielle Verhalten ist für eine größere Klasse von Verbrennungsprozessen typisch.

Gasförmige Brennstoffe, wie sie an der Pilotanlage eingesetzt wurden, aber auch flüssige Brennstoffe verbrennen im Vergleich zur übrigen Prozessdynamik nahezu verzögerungsfrei. Folglich sind in beiden Fällen die regelungstechnischen Bedingungen und die entsprechenden

Modelle, Verfahren und Methoden vergleichbar. Die Verbrennung von Festbrennstoffen ist dagegen meist durch eine wesentliche Eigendynamik charakterisiert, bei der sich die schnelle Gasphasenverbrennung und der relativ langsame Feststoffabbrand überlagern. Die spezielle Dynamik des Feststoffabbrands hat zur Folge, dass bei den Strecken von Abgastemperatur-, Leistungs- und O_2 -Regelungen ein Allpassverhalten auftreten kann. Dieses allpassbehaftete Streckenverhalten lässt sich prinzipiell auch durch PDT1- und PDT2-Modelle wiedergegeben, allerdings sind diese Modelle nichtminimalphasig.

Die PDT1- und PDT2-Regelstrecken an der Pilotanlage haben eine nicht vernachlässigbare Zählerzeitkonstante T_D . Dadurch sind die Voraussetzungen für die Anwendung der üblichen Entwurfsregeln und -verfahren zur PID-Reglerauslegung verletzt. Eine Kompensation der Zählerzeitkonstante T_D ist i.Allg. regelungstechnisch ungünstig und bei allen allpassbehafteten Strecken nicht möglich. Deshalb wurden als Grundlage für eine gezielte Polvorgabe die Beziehungen zwischen der Pollage und dem zeitlichen Regelkreisverhalten für den Fall abgeleitet, das der Regelkreis durch eine dominierende Nullstelle und zwei Pole beschrieben ist. Diese Zusammenhänge wurden für den minimal- und den nichtminimalphasigen Fall normiert und graphisch dargestellt.

Auf der Grundlage dieser Ergebnisse wurden kaskadierte ϑ_A - ϑ_A^H -Regelungen mit unterlagter O_2 -Regelung entworfen und an der Pilotanlage mit positivem Ergebnis experimentell überprüft. Die dabei eingesetzten praxisgerechten I- und PI-Regler gewährleisteten ein hinreichend gedämpftes und zugleich rasches Regelverhalten. Sie arbeiten im Arbeitsbereich der Anlage robust. Die Bedingungen an der Pilotanlage sind vielen industriellen Verbrennungsanlagen adäquat. Folglich sind die hier vorgeschlagenen Entwurfsmodelle auch auf andere Prozesse übertragbar. Die kaskadierte Regelungsstruktur wird sich dabei als besonders zweckmäßig erweisen.

Aufgrund ökologischer und ökonomischer Forderungen werden zunehmend Sekundärbrennstoffe eingesetzt, deren chemische und physikalische Eigenschaften deutlich variieren. Ihre schadstoffarme und energieeffiziente Umsetzung erfordert eine optimale Anpassung der Regelung an den aktuellen Verbrennungszustand und die jeweiligen Brennstoffeigenschaften. In der Arbeit wurde von der Voraussetzung ausgegangen, dass ein sehr schnell verbrennender Brennstoff (z.B. Gase und Flüssigkeiten) mit einem veränderlichen Inertanteil vorliegt, der die relevanten Brennstoffparameter wie Heizwert und Luftbedarf beeinflusst. Zum Aufbau von adaptiven Regelungen, die sich an den veränderlichen und zunächst nicht messbaren Inertanteil anpassen können, wurde ein neues Verfahren zur indirekten Bestimmung des Inertanteil entwickelt. Anhand von Simulationsuntersuchungen wurde ein deutlich verbessertes Regelverhalten adaptierter ϑ_A - und O_2 -Regelungen nachgewiesen. Die Überprüfung adaptiver Regelungen an der Pilotanlage konnte aus technischen Gründen bis zum Abschluss der Arbeit noch nicht durchgeführt werden.

Ein anspruchsvolles Ziel zukünftiger Arbeiten sollte die Entwicklung von Verfahren sein, die unter allgemeineren Annahmen über potentielle Brennstoffänderungen die nicht direkt messbaren Brennstoffeigenschaften modellbasiert über ihre Wirkung auf messbare Prozessgrößen ermitteln.

Die Entwicklung und der Einsatz moderner adaptiver Regelungskonzepte bei Prozessen mit veränderlichen Festbrennstoffen wird dadurch behindert, dass der instationäre und lokal unterschiedliche Prozesszustand nur eingeschränkt messbar ist. Die Entwicklung leistungsfähiger Messverfahren ist deshalb Gegenstand zahlreicher aktueller Arbeiten. Ein Beitrag dazu sind eigene umfangreiche Untersuchungen zur Messung und Auswertung der Infrarotstrahlung bei Brennbetten mit Feststoffen. Erst eine rechnergestützte Analyse der Infrarotbilder ermöglicht eine zuverlässige Bestimmung der Temperaturverteilung im Brennbett. Zur Unterdrückung des Einflusses von prozessimmanenten Störungen wie Partikeln und Flammen wurde ein zweistufiges Verfahren zur Vorverarbeitung von IR-Aufnahmen entwickelt, Methoden zur automatischen Detektion von Brennzonen untersucht und verbessert sowie neue Ansätze zur Beurteilung der Validität von IR-Aufnahmen vorgeschlagen.

Ein Feld für zukünftige Arbeiten könnte die multispektrale Messung und die Analyse der IR-Strahlung sein, die von den verbrennungsrelevanten Komponenten der Gasphase (z.B. CO oder H₂O) ausgeht. Die Kenntnis ihrer räumlichen Verteilung und ihrer Konzentration eröffnet neue und vielversprechende Möglichkeiten zur optimierten Prozessführung indem lokal gezielt in die Verbrennung eingegriffen wird.

Die wesentlichen Ergebnisse der vorliegenden Arbeit sind:

1. Ableitung eines theoretisch begründeten Prozessmodells für die Pilotanlage, das das regelungstechnisch relevante Anlagenverhalten in guter Übereinstimmung mit den Messergebnissen abbildet.
2. Entwicklung eines p-kanonischen Mehrgrößenmodells für einen systematischen modellbasierten Entwurf von ϑ_A - ϑ_A^H -O₂-Regelungen, wobei die Temperaturstrecken durch PDT1- und PDT2-Modelle beschrieben sind.
3. Bestimmung der Zusammenhänge zwischen der Pollage und dem Regelkreisverhalten, das durch eine dominierende Nullstelle und zwei Pole beschrieben ist, sowie Normierung und Darstellung dieser Beziehungen für den minimal- und nichtminimalphasigen Fall, so dass eine zielgerichtete Polvorgabe für PDT1- und PDT2-Strecken mit und ohne Allpassverhalten ermöglicht wird.
4. Entwurf und Validierung kaskadierter ϑ_A - ϑ_A^H -O₂-Regelungen auf der Basis praxisgerechter PI-Regler.
5. Entwicklung und Erprobung eines Verfahren zur indirekten Ermittlung des unbekanntenen Inertanteils bei veränderlichen Brenngasen und Aufbau einer adaptiven ϑ_A -O₂-Regelung.
6. Entwicklung eines Verfahrens zur Detektion und Eliminierung des Einflusses der für IR-Aufnahmen typischen Partikel- und Flammenstörungen. Das vorgeschlagene Verfahren hat sich auch zur Vorverarbeitung von Videoaufnahmen bewährt.
7. Entwicklung eines Verfahrens zur Integration zusätzlicher infrarot- oder videobasierter Informationen (Kenngrößen) in die Prozessregelung, dessen zentraler Bestandteil eine Bildbewertung im Hinblick auf statische und dynamische Aspekte ist.
8. Untersuchung und Entwicklung von Ansätzen zur Beurteilung von Einzelaufnahmen über statische Bildgütemaße, die die Bildstruktur auswerten.

9. Berücksichtigung dynamischer Aspekte bei der Bildgütebewertung durch den sog. Rekonstruktionsgrad.
10. Entwicklung und Erprobung eines adaptiven Verfahrens zur Brennzonendetektion, das auch bei stark schwankenden Brennbetteigenschaften ohne eine Verletzung physikalisch-technischer Randbedingungen abläuft.
11. Integration speziell angepasster Auswerteverfahren in das Inspect-System, das sich an mehreren industriellen Rostverbrennungsanlagen im Einsatz befindet.

Anhang A

Anhang zur Temperatur-Sauerstoff-Regelung

A.1 Aufbau der Normvolumenstromregler

Mit der Betriebstemperatur T^B und dem Betriebsdruck p^B erfolgt über die ideale Gasgleichung

$$pV = mRT \quad (\text{A.1})$$

eine Umrechnung zwischen den Sollwerten für Betriebs- und Normvolumenstrom

$$\dot{V}_{Soll}^B = \frac{p^N T^B}{p^B T^N} \dot{V}_{Soll}^N . \quad (\text{A.2})$$

Auf diese Weise werden durch die Regelungen für den Betriebsvolumenstrom \dot{V}^B die Vorgaben für den Normvolumenstrom \dot{V}^N eingehalten (Bild A.1).

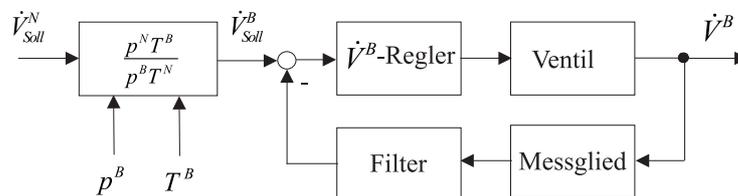


Bild A.1: Normvolumenstromregelung mit Temperatur- und Druckkompensation

A.2 Software zur Temperatur-Sauerstoff-Regelung

Das Bild A.2 zeigt die Matlab/Simulink-Implementation der an der Pilotanlage eingesetzten ϑ_A - O_2 -Regelung. Sichtbar sind die Gesamtstruktur der kaskadierten ϑ_A - ϑ_A^H -Regelung sowie die O_2 -Regelung und die unterlagerte Brennstoff- und Luftstromregelung.

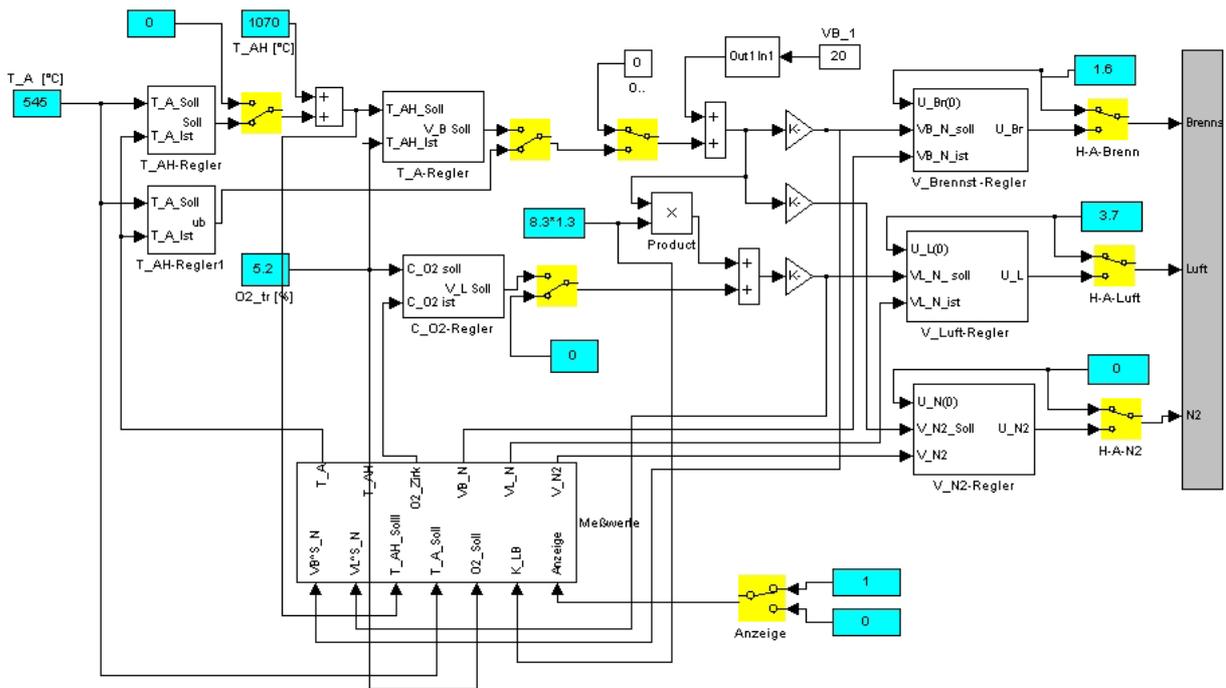


Bild A.2: Software zur Regelung von Abgastemperatur und O₂-Gehalt

Das Bild A.3 zeigt den Aufbau des Prozessrechners aus einem Host-PC und einem Target-PC.

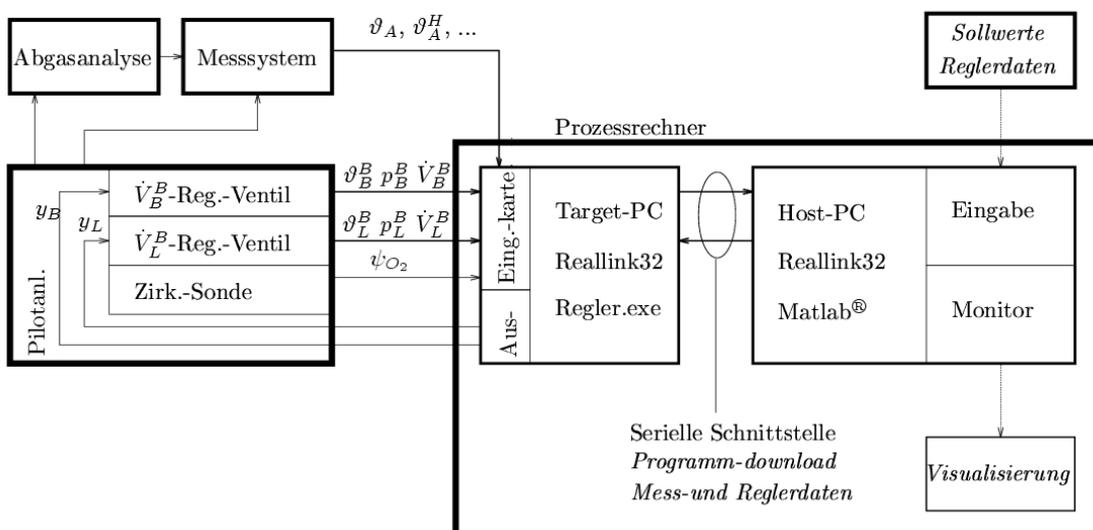


Bild A.3: Aufbau des Prozessrechners aus Host-PC und Target-PC

A.3 Beispiel zum Reglerentwurf bei PDT2-Stecken

Betrachtet wird die Regelstrecke

$$G_S(s) = \frac{K_S(sT_D + 1)}{(sT_1 + 1)(sT_2 + 1)} \quad (\text{A.3})$$

mit den Parametern $K_S = 1$, $T_D = 200$, $T_1 = 30$ und $T_2 = 500$. Beim IT1-Entwurf wird die Strecke (A.3) mit (3.1) durch ein PT1-Glied angenähert, dessen Summenzeitkonstante $T = 330$ beträgt

$$G_S(s) = \frac{K_s}{(sT + 1)}. \quad (\text{A.4})$$

Der Freiheitsgrad ist die Verstärkung K_R des I-Reglers

$$G_R(s) = \frac{K_R}{s}, \quad (\text{A.5})$$

über den mit $K_R = 1/((2d)^2T)$ die gewünschte Dämpfung d einstellbar ist. Wird der für die approximierte Strecke entworfene Regler an der tatsächlichen Strecke betrieben, ergeben sich zwangsläufig Abweichungen im Regelkreisverhalten. Im Frequenzbereich zeigt sich, dass das Führungsverhalten G_W mit (A.3) und (A.5) eine deutlich höhere Knickfrequenz besitzt als G_W mit (A.4) und (A.5) und das außerdem im Bereich der Eigenfrequenz eine i.d.R. unerwünschte Resonanzüberhöhung auftritt. Die Abweichungen des Führungsverhaltens im Zeitbereich zeigen für verschiedene Dämpfungen ($d = 0.5 - 0.9$) die Bilder A.4 und A.5.

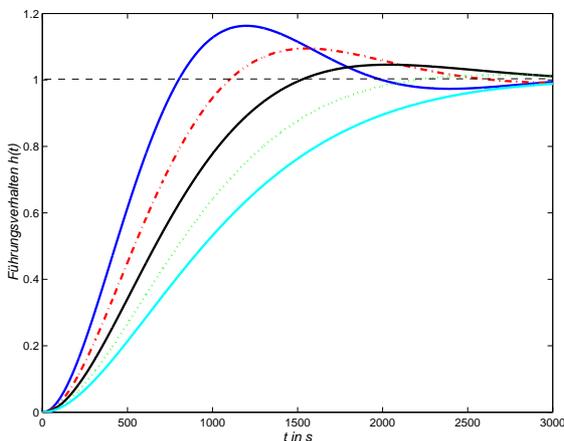


Bild A.4: Verlauf der Übergangsfunktion $h_{Entwurf}(t)$; Führungsverhalten IT1-Entwurf

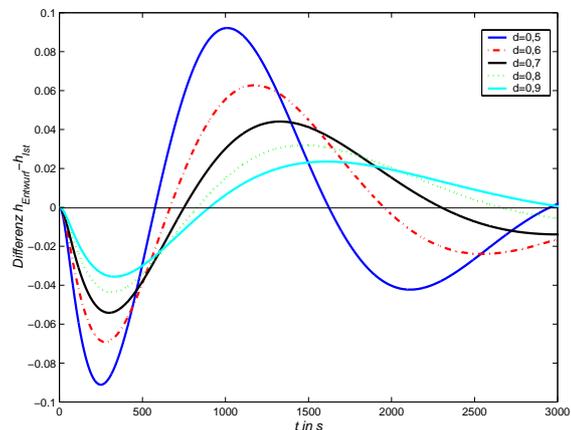


Bild A.5: Abweichung zwischen entworfene (A.4) und tatsächlichen Führungsverhalten $h(t)$ mit (A.3), $h_{Entwurf}(t) - h(t)$

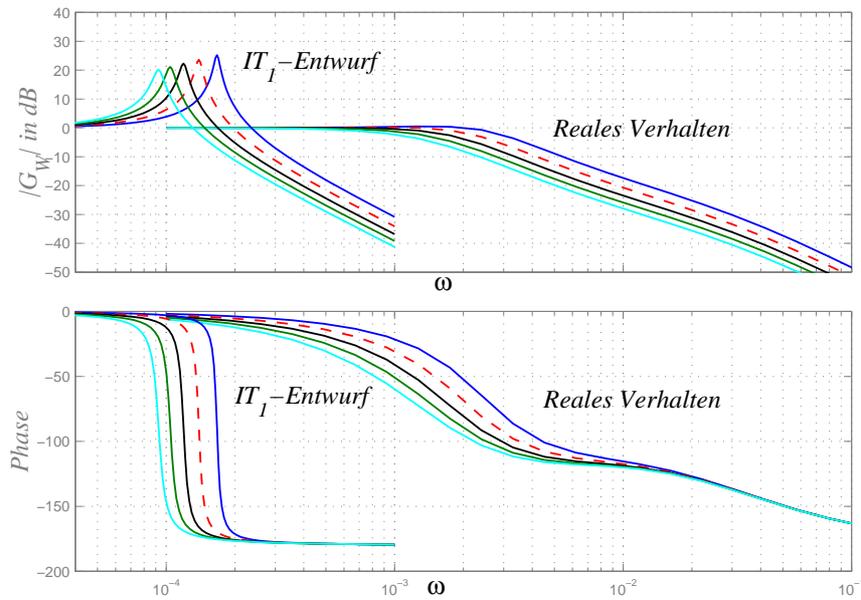


Bild A.6: Bodediagramm IT1-Entwurfsverhalten und reales Verhalten

A.4 Aufbau IMC-Regler

In [104] wird von Lunze ein Schema zum Entwurf (robuster) IMC-Regler vorgestellt. Hierbei wird von einem optimalen IMC-Regler G_R^* ausgegangen, der zu einem perfekten Führungsverhalten des Regelkreises führt

$$G_W(s) = 1. \quad (\text{A.6})$$

Dieser Regler ergibt sich unmittelbar aus der Übertragungsfunktion der minimalphasigen Strecke G_S

$$G_R^* = \frac{1}{G_S}. \quad (\text{A.7})$$

Weil der Regler $G_{R,IMC}^*$ nicht realisierbar ist wenn die Regelstrecke mehr Pole als Nullstellen besitzt, müssen Filter entsprechender Ordnung eingesetzt werden

$$G_F = \frac{1}{(sT_F + 1)^N}, \quad (\text{A.8})$$

so dass sich beim Standardregelkreis für den Regler G_R ergibt

$$G_R = \frac{G_{R,IMC}^* G_F}{1 - G_F}. \quad (\text{A.9})$$

Beim Vorgehen in [104] werden die Modellunsicherheiten der Regelstrecke als bekannt vorausgesetzt. Sie werden herangezogen, um die Filterzeitkonstante T_F so festzulegen, dass

der Regelkreis robust stabil arbeitet. Bei der vorliegenden Kaskadenregelung sollen die Filterzeitkonstanten jedoch nicht im Sinne eines möglichst perfekten Führungsverhaltens $G_W(s) = 1$ festgelegt werden, sondern im Hinblick auf eine dynamische Trennung von innerem und äußerem Regelkreis der Kaskadenregelung. Bei der stabilen und minimalphasigen Strecke $G_{S,I}$ des inneren Regelkreises

$$G_{S,I} = K_{S,I} \frac{(sT_{D,I} + 1)}{(sT_{1,I} + 1)(sT_{2,I} + 1)} \quad (\text{A.10})$$

muss der Filter G_F von erster Ordnung sein

$$G_{F,I} = \frac{1}{(sT_{F,I} + 1)}. \quad (\text{A.11})$$

Für den inneren Regler $G_{R,I}$ ergibt sich mit $G_{S,I}$

$$G_{R,I} = \frac{(sT_{1,I} + 1)(sT_{2,I} + 1)}{sT_{F,I}(sT_{D,I} + 1)K_{S,I}}. \quad (\text{A.12})$$

Weil die Strecke des äußeren Regelkreises näherungsweise durch eine sprungfähige Übertragungsfunktion

$$G_{S,A} = K_{S,A} \frac{(sT_{D,A} + 1)}{(sT_{1,A} + 1)} \quad (\text{A.13})$$

beschrieben ist, ergäbe sich bei Vernachlässigung der Dynamik des inneren Regelkreises ($G_{W,I} = 1$) der IMC-Regler zu

$$G_{R,A} = \frac{1}{K_{S,I}} \frac{(sT_{1,A} + 1)}{(sT_{D,A} + 1)}. \quad (\text{A.14})$$

Um jedoch die Dynamik von innerem und äußerem Regelkreis zu trennen, ist es zweckmäßig, auch beim äußeren IMC-Regler einen Filter einzusetzen. Deshalb wird nun die Dynamik des inneren Regelkreises berücksichtigt, d.h. die Streckenbeschreibung erfolgt durch

$$G_{S,A} = \frac{1}{sT_{F,1} + 1} K_{S,A} \frac{(sT_{D,A} + 1)}{(sT_{1,A} + 1)}, \quad (\text{A.15})$$

und der IMC-Regler für den äußeren Kreis bestimmt sich zu¹

$$G_{R,A} = \frac{(sT_{F,I} + 1)(sT_{1,A} + 1)}{sT_{F,2}(sT_{D,A} + 1)K_{S,A}}. \quad (\text{A.16})$$

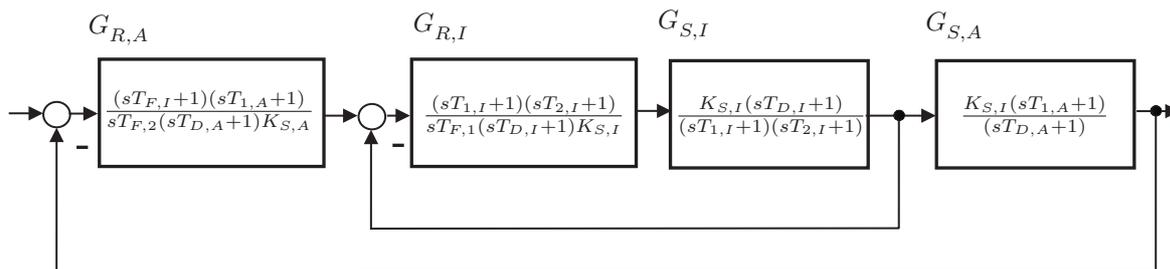


Bild A.7: Aufbau IMC-Regelung

¹Ein Beispiel für die Ergebnisse bei der Untersuchung von IMC-Regelungen mit der Struktur von Bild A.7 an der Pilotanlage zeigt das Bild 4.10 (S. 77).

Anhang B

Anhang zur infrarotbasierten Verbrennungsanalyse

B.1 Beschreibung der eingesetzten Infrarotkameras

Die Messung der Wärmestrahlung erfolgt durch in-situ messende Kameras. Die IR-Kamera selbst befindet sich dabei außerhalb des Brennraumes, in den Brennraum ragt das Kameraobjektiv, das von einer wasser- und luftgekühlten Lanze umgeben ist. Das Objektiv wird zur Vermeidung von Verunreinigungen und zur Kühlung mit aufbereiteter Luft umströmt. Das Detektorarray hat typischerweise einer Größe von mindestens 100×100 Elementen. Die Bildfrequenz beträgt 25 oder 30 Aufnahmen je Sekunde, wobei der Messbereich mit mehr als 10 Bit aufgelöst wird. Die Bilder B.1 und B.2 zeigen die im Rahmen dieser Arbeit



Bild B.1: IR-Kamera AVIO TSV 100



Bild B.2: IR-Kamera PYROINC 10.2.

genutzten Kameras.

Zum einen ist dies eine AVIO TSV 100 (Hersteller Goratec GmbH München, Bild B.1). Sie hat einen ungekühlten Zeilen-Quanten-Detektor mit einer spektralen Empfindlichkeit von $\lambda = 3-5\mu m$. Verwendung findet ein Bandpassfilter bei $\lambda = 3,9 \pm 0,1\mu m$. Diese IR-Kamera ist absolut messend und für den Messbereich $0-1500^\circ C$ kalibriert. Die Auflösung der IR-Bilder beträgt 320×240 Bildpunkte. Die Temperaturauflösung beträgt 12 bit und das Sichtfeld der

Optik $53 \times 40^\circ$. Für ein kontinuierliches Auslesen der Bilddaten steht lediglich ein analoges (Video-) Signal zur Verfügung, so dass zur Weiterverarbeitung eine Digitalisierung der Aufnahmen durch einen sog. Framegrabber notwendig wird.

Die zweite Kamera ist eine PYROINC 10.2 (Hersteller Dias GmbH Dresden, Bild B.2). Sie besitzt ein ungekühltes Bolometerarray mit 100×98 Pixeln. Die spektrale Empfindlichkeit liegt wie bei der o.g. Kamera bei $\lambda = 3,9 \pm 0,1 \mu m$. Der kalibrierte Messbereich beträgt $400 - 1500^\circ C$ und wird mit 14 bit aufgelöst. Das Sichtfeld beträgt $58 \times 58^\circ$ und die Bildrate 25 Hz. Die Übertragung der Bilddaten von der Kamera zum Auswerterechner erfolgt digital.

B.2 Beispiel zur Partikelerkennung

Das Vorgehen zur Erkennung von Partikeln wird anhand der Bilder B.3 (\mathbf{F}_k) und B.4 (\mathbf{F}_{k-1}) erläutert, die jeweils durch einen hell und einen dunkel erscheinenden Partikel gestört sind.

Entsprechend der in Abschnitt 5.4 beschriebenen Vorgehen wird im ersten Schritt das Differenzbild $\mathbf{F}_{Diff,k}$ bestimmt (Bild B.5). Im Differenzbild $\mathbf{F}_{Diff,k}$ heben sich die Grauwerte der gestörten Bereiche deutlich vom Hintergrund ab, während die Grauwerte ungestörter Bereiche nur gering variieren. Im zweiten Schritt wird aus dem Differenzbild $\mathbf{F}_{Diff,k}$ die dynamische Schwellwertmatrix $\mathbf{K}_{S,D}$ bestimmt. Hierzu wird das Differenzbild $\mathbf{F}_{Diff,k}$ nach

$$\mathbf{K}_{S,D,k} = \frac{1}{M_x M_y} \sum_{i=-\frac{M_x-1}{2}}^{\frac{M_x-1}{2}} \sum_{j=-\frac{M_y-1}{2}}^{\frac{M_y-1}{2}} g_{\tilde{\mathbf{F}}_{Diff,k}}(|x+i|, |y+j|) \quad (\text{B.1})$$

mit $x = 1 : W_x$, $y = 1 : W_y$ und $M_x, M_y \dots$ ungerade.

rechteckgefiltert. Bei der Rechteckfilterung von (B.1) stellen M_x die Maskenbreite und M_y die Maskenhöhe dar, die aus Symmetriegründen ungerade Werte aufweisen. Da die Filtermaske den Bildbereich verlässt, ist eine Randergänzung erforderlich. Die Filterung erfolgt hier mit einer Maskenweite von $M_x = 5$ und $M_y = 5$. Das Filterergebnis zeigt Bild B.6.

Im dritten Schritt wird auf das Differenzbild die zweiseitige Schwellwertoperation von Gl. (5.4) angewendet. Der Zahlenwert des statischen Schwellwertes beträgt $K_{S,S} = 10$. Schließlich zeigt das Bild B.7, dass alle Partikel richtig detektiert sind. Hierzu wurden beide gestörten Bilder überlagert und alle detektierten Störungen markiert.

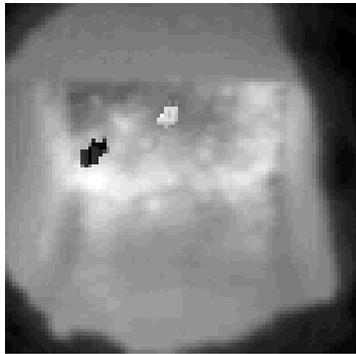


Bild B.3: IR-Bild F_k mit Partikelstörungen

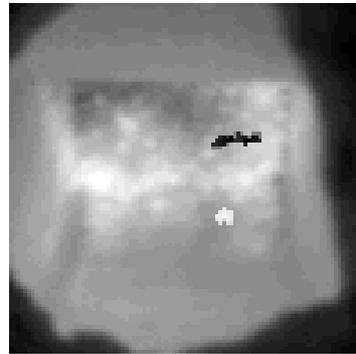


Bild B.4: IR-Bild F_{k-1} mit Partikelstörungen

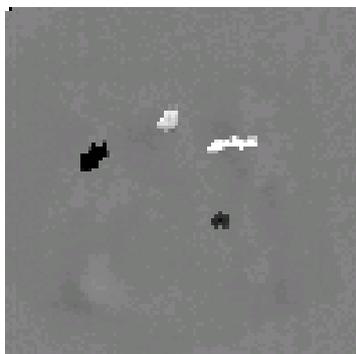


Bild B.5: Differenzbild $F_{Diff,k}$ von Bild B.3 und B.4

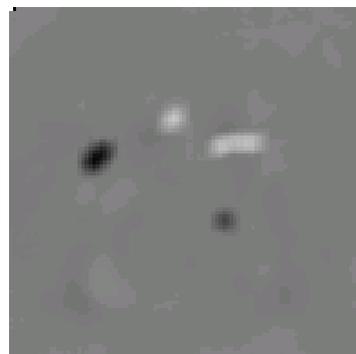


Bild B.6: Rechteckfilterung des linken Bilds

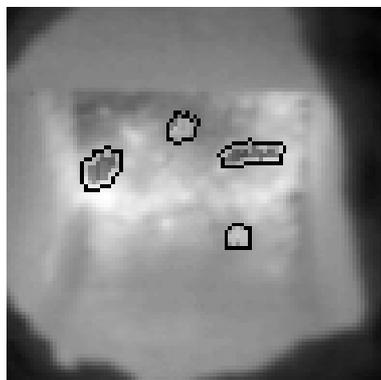


Bild B.7: Erkannte Störungen (umrandet)

B.3 Bewertung der statischen Bildgüte

Definition verschiedener Bildmerkmale

Die Bildmerkmale Energie (erste Ordnung) \mathcal{E}_f and Entropie \mathcal{H} errechnen sich aus dem Grauwert histogramm, d.h. aus den relativen Grauwerthäufigkeiten $h(g)$

$$\mathcal{E}_f = \sum_{g=g_{Min}}^{g_{Max}} h^2(g) \quad \text{mit} \quad 0 < \mathcal{E}_f \leq 1, \quad (\text{B.2})$$

$$\mathcal{H} = - \sum_{g=g_{Min}}^{g_{Max}} h(g) \cdot \text{ld} h(g) \quad \text{mit} \quad 0 \leq \mathcal{H} \leq -\text{ld}(\frac{1}{Q}). \quad (\text{B.3})$$

Im Gegensatz dazu wird die Energie (zweite Ordnung) \mathcal{E}_s , der Kontrast \mathcal{C} , die Homogenität \mathcal{U} und die Korrelation \mathcal{R} aus der Grauwertübergangsmatrix \mathbf{C}_δ ermittelt

$$\mathcal{E}_s = \sum_{i,j=0}^{Q-1} \mathbf{C}_\delta^2(i,j) \quad \text{mit} \quad 0 < \mathcal{E}_s \leq 1, \quad (\text{B.4})$$

$$\mathcal{C} = \sum_{i,j=0}^{Q-1} (i-j)^2 \mathbf{C}_\delta(i,j) \quad \text{mit} \quad 0 \leq \mathcal{C} \leq (Q-1)^2, \quad (\text{B.5})$$

$$\mathcal{U} = \sum_{i,j=0}^{Q-1} \frac{1}{1+(i-j)^2} \mathbf{C}_\delta(i,j) \quad \text{mit} \quad 1 \leq \mathcal{U} \leq \frac{1}{1+(Q-1)^2} \quad \text{und} \quad (\text{B.6})$$

$$\mathcal{R} = \frac{1}{\sigma_m \sigma_n} \left(\sum_{i,j=0}^{Q-1} ij \mathbf{C}_\delta(i,j) - \mu_m \mu_n \right) \quad \text{mit} \quad -1 \leq \mathcal{R}_s \leq 1. \quad (\text{B.7})$$

Jedes Matrixelement $C_\delta(i,j)$ gibt die relative Häufigkeit dafür an, dass zwei benachbarte Bildpunkte g_1 und g_2 , deren Abstand durch einen vorzugebenden Vektor δ definiert ist, den Grauwert i bzw. j besitzen [1], wobei Q die Grauwertanzahl ist.

Die Tabelle B.1 zeigt die Bildmerkmale \mathcal{E}_f , \mathcal{H} , \mathcal{E}_s , \mathcal{C} , \mathcal{U} und \mathcal{R} für eine gestörte und eine weitgehend ungestörte IR-Aufnahme (Bild B.8 und B.9).

Ausgewertet wurde der Bildausschnitt des Rostbereichs. Für die Berechnungen mit Hilfe der Bildverarbeitungssoftware Halcon wurde für den Vektor $\delta = [0, 1]$ gewählt, d.h. es werden die Übergänge zwischen $g_1(x,y)$ und $g_2(x,y+1)$ betrachtet. Die Grauwertanzahl wurde mit $Q = 64$ festgelegt. Es zeigt sich, dass eine höhere statische Bildgüte mit höheren Zahlenwerten von \mathcal{H} , \mathcal{C} und \mathcal{R} , jedoch mit niedrigeren Zahlenwerten von \mathcal{E}_f , \mathcal{E}_s und \mathcal{U} verbunden ist.

Korrelation zwischen manueller Bildbewertung und Bildkenngrößen

Die Tabelle B.2 zeigt, die Korrelationskoeffizienten, die bei einer Zeitverschiebung von $\tau_k = 0$ zwischen dem Verlauf der manuellen Bildgütebewertung und verschiedenen Bildmerkmalen errechnet wurde.

Tabelle B.1: Bildkenngrößen am Beispiel einer weitgehend ungestörten (Bild B.8) und einer gestörten IR-Aufnahme (Bild B.9)

Merkmal	ungest. Aufnahme	gest. Aufnahme
\mathcal{H} Entropie	7,3636	6,0669
\mathcal{C} Kontrast	3,1513	1,2958
\mathcal{R} Korrelation	0,9883	0,9810
\mathcal{E}_f Energie (1. Ord.)	0,0073	0,0199
\mathcal{E}_s Energie (2. Ord.)	0,0053	0,0167
\mathcal{U} Homogenität	0,5185	0,6656

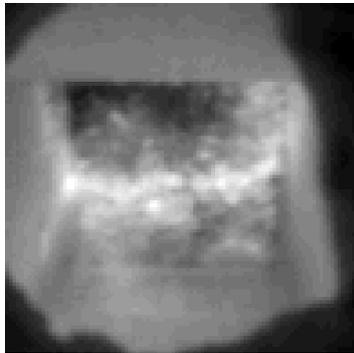


Bild B.8: IR-Aufnahme ohne Störungen

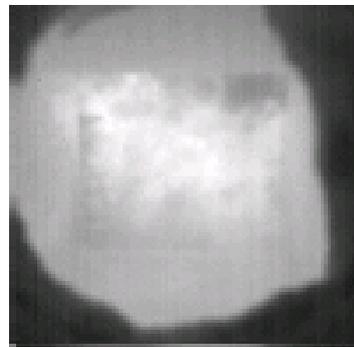


Bild B.9: IR-Aufnahme mit Flammenstörungen

Tabelle B.2: Korrelationskoeffizienten zwischen manuell bestimmter Bildgüte und den Bildkenngrößen, entnommen [56]

Bildkenngröße	$R_{x,y}(\tau_k = 0)$
\mathcal{H} Entropie	0,6397
\mathcal{C} Kontrast	0,4084
\mathcal{R} Korrelation	0,7876
\mathcal{E}_f Energie (1. Ord.)	-0,7136
\mathcal{E}_s Energie (2. Ord.)	-0,7361
\mathcal{U} Homogenität	-0,5774

Literaturverzeichnis

- [1] ABMEYR, W.: *Einführung in die digitale Bildverarbeitung*. Teubner Verlag, 1994.
- [2] AL-HALBOUNI, A. SONTAG, R.; GIESE, R.: Einfluss der Abgasrezirkulation auf Bildung und Reduzierung von NO_X in Gasflammen. *GWI*, 45, Nr. 10 (1996), S. 462–466.
- [3] ALBERT, F.-W.: Ziel und Möglichkeiten der Regelungstechnik an Müllverbrennungskesseln. *VDI-Berichte*, Nr. 895 (1991), S. 289–315.
- [4] ALBERT, F.-W.: Fuzzy Logic und ihre Anwendung in Müllheizkraftwerken-Erfolge mit einer Regelung auf Basis „Fuzzy-Logic“. *VGB-Kraftwerkstechnik*, 12 (1998), S. 66–72.
- [5] ALEX, J.; DÖSCHNER, C.: *Effektivitätsuntersuchungen für die Entwicklung eines adaptiven Mehrgrößenregelungssystems am Beispiel eines ZWS-Dampferzeugers*. Abschlussbericht, IFAT, TU Otto-von-Guericke Magdeburg, 1992.
- [6] ALTEMARK, D.: *Direkte digitale Regelung eines Verbrennungsvorganges*. Dissertation, RWTH-Aachen, 1977.
- [7] ALTROCK, C. v.; KRAUSE, B.; LIMPER, K.; SCHÄFERS, W.: *Regelung einer Müllverbrennungsanlage mit Fuzzy-Logik*. Fuzzy Logic 2, Anwendungen, R. Oldenbourg Verlag, 1995.
- [8] ARROYO-FIGUEROA, G.; SUCAR, L.; VILLAVICENCIO, A.: Fuzzy intelligent system for the operation of fossil power plants. *Engineering Applications of Artificial Intelligence* 13 (2000), S. 431–439.
- [9] ARTJUNOV, V.; FILIMONOV, J.; JEGOROV, A. V.; KOBACHIDSE, V. V.; KRIVANDIN, V. A.; MASTRUKOV, B. S.; SBORSCIKOV, G. S.; STEINHARDT, R.: *Grundlagen der Industrieofentechnik*. VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1. Aufl., 1986.
- [10] BANK, M.: *Basiswissen Umwelttechnik: Wasser, Luft, Abfall, Lärm, Umweltrecht*. Vogel Verlag, 3. Aufl., 1995.
- [11] BARRETO, A.: Lime kiln hybrid control system. *Proc. of the IEEE workshop on dynamic modeling control app. for industry, New York* (1997), S. 44–50.
- [12] BECKMANN, M.: *Abfallrecht, Kreislaufwirtschafts- und Abfallgesetz mit Verordnungen, Abfallverbringungsrecht, TA Abfall, TA Siedlungsabfall*. München: DTV-Taschenbücher, 7. Aufl., 2002.
- [13] BECKMANN, M.; SCHOLZ, R.: Zum Feststoffumsatz bei Rückständen in Rostsystemen. *BWK*, Bd. 46, Nr. 5 (1994), S. 218–229.
- [14] BEEDGEN, F.: Regelung von Gas-Gebläsebrennern größerer Leistung. *GWI* 35, Nr. 1 (1986), S. 331–336.

- [15] BEHREND, T.: *Thermodynamische Modellierung des Betriebsverhaltens von Hausmüllverbrennungsanlagen am Beispiel von TAMARA*. Dissertation, Universität Karlsruhe, 1992.
- [16] BIRAN, A.; BREINER, M.: *Matlab 5 für Ingenieure*. Addison-Wesley, 3. Aufl., 1999.
- [17] BISCHOFF, H.: *Zur Gewinnung mathematischer Modelle technischer Regelstrecken durch theoretische Prozessanalyse*. Habilitation, TU-Dresden, 1975.
- [18] BLOY, U.: *Entwicklung eines Fuzzy-Controllers zum Einsatz in der Ausbrandsteuerung einer Müllverbrennungsanlage*. Diplomarbeit, Universität Karlsruhe, 1996.
- [19] BRAUN, B.; AUCHTER, E.; SCHWEIGGART, H.: Die selbsttätige Regelung von Müllfeuerungen - Möglichkeiten und Erfahrungen. *VGB-Kraftwerkstechnik*, 56, Heft 1 (1976), S. 23–29.
- [20] BRECKNER, K.: Betrachtungen zur Luftüberschusszahl λ bei einem Verbrennungsprozess. *atp* 40, Nr. 7 (1998), S. 26–31.
- [21] BREKENFELD, A.: *Ein Verfahren zur Flammendiagnose durch Bildauswertung*. Dissertation, TU Hamburg-Harburg, 1990.
- [22] BRETTHAUER, G.; HANISCH, H.-H.; ISERMANN, R.; KIENDL, H.; SCHMIDT, G.; H.-H., W.: Eine gute Theorie findet ihre Bestätigung in der Praxis. *atp* 40, Nr. 6 (1998), S. 65–76.
- [23] BRUNKLAUS, J. H.; STEPANEK, J. F.: *Industrieöfen Bau und Betrieb*. Vulkan Verlag, 6. Aufl., 1994.
- [24] BUSCH, M.; RAMPP, F.: Verbesserung des Verbrennungs-, Ausbrands- und Emissionsverhaltens einer Abfallverbrennungsanlage mittels kamerageführter Feuerleistungsregelung. *Thermische Abfallverwertung 1992, VGB-Konferenz, Essen, 11.-12. Nov. 1992, V8* (1992), S. 1–20.
- [25] BUSCH, M.; RAMPP, F.; MARTIN, J.; HORN, J.: Verbesserung des Verbrennungs-, Ausbrands- und Emissionsverhaltens einer Abfallverbrennungsanlage mittels kamerageführter Feuerleistungsregelung. *VGB Kraftwerkstechnik* 73 (1993) 7, S. 614–618.
- [26] DAIMLER, P.; SCHÄFERS, W.; HARTENSTEIN, H.-U.: Using Infrared Cameras, Fuzzy Logic and Acoustic Temperature Measurement to Improve Combustion in MWCs. *Proc. of the Asian-North American Solid Waste Management Conference, ANACON, 1998* (1998), S. 184–195.
- [27] DEKKICHE, E.: Advanced kiln control system. *Zement-Kalk-Gips* 44 (1991) 6, S. 286–290.
- [28] DERICHS, W.; MENZEL, K.; REINARTZ, E.: Schallpyrometrisch ermittelte Feuerraumtemperaturen in einem braunkohlegefeuerten Kraftwerkskessel. *BWK*, 46, Nr. 6 (1994), S. 286–293.
- [29] DEUSTER, M.; HENTSCHEL, G.: Die akustische Gastemperaturmesstechnik - Ein automatisches berührungsloses Messverfahren. *VDI-Berichte*, Nr. 982 (1992).
- [30] DIEHL, H.: Emissionen und NO_x -Minderung bei gasgefeuerten Großkesselanlagen. *GWI*, 35, Nr. 1 (1986), S. 212–216.
- [31] DOHLE, U.; WOELK, G.: Verbrennungsregelung mit Prozessrechner unter Einsatz von Zirkondioxidsonden. *GWI*, 32, Nr. 10 (1983), S. 360–364.

- [32] DOLEZAL, R.: *Dampferzeugung*. Springer Verlag, 1990.
- [33] DOMASCHKE, T.; BECKER, C.; WÜNNING, J.-G.: Katflox-Ein innovatives Verfahren zur NO_x -armen thermischen Umsetzung N-haltiger Abgase. *GWl*, 47, Nr. 4/5 (1998), S. 272–278.
- [34] DÖSCHNER, C.: *Ein Beitrag zur theoretischen Prozessanalyse von Bodenretrifikationskolonnen zur Zweistoffgemischtrennung*. Dissertation, TH Otto-von-Guericke, Magdeburg, 1968.
- [35] DÖSCHNER, C.: *Mathematische Modellbildung für kontinuierliche, technologische Prozesse durch theoretische Prozessanalyse und ihre Nutzung zur Synthese von Automatisierungseinrichtungen*. Habilitation, TH Otto-von-Guericke Magdeburg, 1977.
- [36] DUNOYER, A.; BURNHAM, K. J.; HEELEY, A.; MARCROFT, S.: Control of continuously-operated high temperature furnaces. *UKACC, Int. Conference on CONTROL'98, 1.-4. September 1998, Vol. 455* (1998), S. 497–502.
- [37] EBERT, V.; FITZER, J.; GERSTENBERG, I.; PLEBAN, K.-U.; PITZ, H.; WOLFRUM, J.; JOCHEM, M.; MARTIN, J.: Simultaneous laser-based in situ detection of oxygen and water in a waste incinerator for active combustion control purposes. *27. Symposium (Int.) on Combustion* (1998), S. 1301–1308.
- [38] EBERT, V.; FITZER, J.; PLEBAN, K.-U.; WOLFRUM, J.; MARTIN, J.; RAMPP, F.: IR-Spektroskopie zum in-situ-Nachweis von Sauerstoff und der Bestimmung der Temperatur in Rostfeuerungen. *VDI-Berichte, Nr. 1193* (1995), S. 349–356.
- [39] EBERT, V.; MEIENBURG, W.; SCHULER, F.; WOLFRUM, J.; MARTIN, J.; RAMPP, F.: In-situ Messmethoden für die Müllverbrennung mit Hilfe der Infrarottechnologie. *38. Darmstädter Seminar Abfalltechnik, Modellbildung und Intelligente Steuerungssysteme in der Umwelttechnik* (1994), S. 99–116.
- [40] EBERT, V.; VOLKER, S.; WOLFRUM, J.: Einsatz der Lasermesstechnik zur Diagnostik und Optimierung von technischen Verbrennungsprozessen. *TM, Nr. 7/8, Band 63* (1996), S. 268–277.
- [41] EFFENBERGER, H.: *Dampferzeugung*. Springer-Verlag, 2000.
- [42] ENGELL, S.: Modellgüte und Regelung. *VDI-Berichte, Nr. 925* (1992), S. 189–207.
- [43] EUROX: Firmenschrift: Kurzbeschreibung Eurox-Sauerstoffsensoren Typ EX-S-101. *Eurox Sauerstoff Messsysteme, D-65197 Wiesbaden* (1994), S. 1–4.
- [44] FEMAT, R.; ALVAREZ-RAMIREZ, J.: Robust Regulation of Temperature in a Fluidized Bed Reaktor via Uncertainty Estimation. *Proc. of the 1997 IEEE Int. Conference on Control Applications Hartford, CT, October 5-7* (1997), S. 457–459.
- [45] FENIMORE, C.: Formation of Nitric oxide in premixed hydrocarbon flames. *13th Int. Symp. on Comb.* (1970), S. 373–380.
- [46] FISCHER, W.: *Flammenanalyse mittels tomographischer und multispektraler Bildverarbeitung*. Dissertation, TU Hamburg-Harburg, 1992.
- [47] FOCKE, G.: *Praktische Verbrennungsregelung*. Leipzig: Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1980.
- [48] FÖLLINGER, O.: *Regelungstechnik*. Heidelberg: Hüthig Buch Verlag, 8. Aufl., 1994.

- [49] FRANKE, D.: *Systeme mit örtlich verteilten Parametern*. Berlin Heidelberg New York: Springer-Verlag, 1987.
- [50] GASSMANN, H.: *Einführung in die Regelungstechnik, Band 1*. Frankfurt am Main, Thun: Verlag Harry Deutsch, 1. Aufl., 1989.
- [51] GEVATTER, H. J.: *Handbuch der Mess- und Automatisierungstechnik*. Berlin: Springer Verlag, 1999.
- [52] GHETA, I.: Data analysis and identification of MIMO-models for an industrial combustion process. *IAI, FZ Karlsruhe, Internbericht* (2002).
- [53] GIEREND, C.: Feuerungsregelung durch Fuzzy Control. *VGB Kraftwerkstechnik* 76, Nr. 6 (1996), S. 487–497.
- [54] GIEREND, C.: *Fuzzy Control in der Thermischen Abfallbehandlung*. Dissertation, TU Bergakademie Freiberg, 2000.
- [55] GLARBORG, P.; MILLER, J.; KEE, R.: Kinetic modelling and sensitivity analysis of nitrogen oxide formation in well stirred reactors. *Combustion and Flame, Vol. 65* (1986), S. 177–202.
- [56] GOMMLICH, A.: *Infrarotthermographie bei industriellen Verbrennungsprozessen*. Diplomarbeit, HTW Dresden, 2002.
- [57] GOOD, J.: *Verbrennungsregelung bei automatischen Holzschnitzelfeuerungen, Forschungsbericht Nr. 11, Laboratorium für Energiesysteme ETH Zürich*. Juris Druck + Verlag Dietikon, 1992.
- [58] GÖRNER, K.: *Simulation turbulenter Strömungs- und Wärmeübertragungsvorgänge in Großfeuerungsanlagen, VDI-Fortschrittberichte, Reihe 6, Nr. 201*. VDI-Verlag, 1982.
- [59] GÖRNER, K.: *Technische Verbrennungssysteme*. Springer-Verlag, 1991.
- [60] GRIEGENAUER, H. S.; SARPACZKI, E.: Schnelle Bestimmung von stöchiometrischem Luftbedarf und Wobbe-Index zur effizienten Nutzung industrieller Anfallgase. *Vortrag auf GVC-Jahrestagung, Karlsruhe 20.-22. September 2000, Kurzfassung in Chemie Ingenieur Technik, 9* (2000), S. 1124–1125.
- [61] GRÖLL, L.; SCHILASKI, R.; BRETTHAUER, G.: Identifikation von Mehrzonenöfen. *Moderne Methoden des Regelungs- und Steuerungsentwurfs, Magdeburg 1997, Tagungsband* (1997), S. 50–57.
- [62] HADJILI, M.; LENDASSE, A.; V., W.; S., Y.: Identification of Fuzzy Models for A Glass Furnace Process. *Proc. of the 1998 IEEE Int. Conference on Control Applications Trieste, Italy, September 1-4* (1998), S. 964–968.
- [63] HANBY, V.: *Combustion and Pollution Control in Heating Systems*. London: Springer Verlag, 1995.
- [64] HARALICK, R. M.; SHANMUGAM, K.; DINSTEN, I.: Textural Features for Image Classification. *IEEE Transact. on Systems, Man and Cybernetics* 3 (1973) 6, S. 610–621.
- [65] HÄRTEL, W.: *Zur Auswertung von Flammenbildern technischer Flammen*. Dissertation, Universität Stuttgart, 1974.
- [66] HARTENSTEIN, H.-U.; SCHUMACHER, W.: Anforderung an die Anlagentechnik einer modernen Müllverbrennungsanlage sowie deren Umsetzung. *VDI-Berichte, Nr. 1033* (1993), S. 165–190.

- [67] HAUPTMANN, P.: *Sensoren*. Carl Hanser Verlag, 1990.
- [68] HAUSWIRTH, M.: Industriebrenner in Anpassung an die Umweltbedingungen. *GWI*, 45, Nr. 4/5 (1996), S. 230–235.
- [69] HENFLING, B.; KOSMALLA, K.: Automatisierungskonzept zur Regelung der Ofengas-zusammensetzung mit Zirkonoxid-Hochtemperatursonden in der Porzellanindustrie. *GWI*, 43, Nr. 10 (1994), S. 360–364.
- [70] HERRS, M.; MERKER, R.; NAUMANN, R.; NOLTE, H.: Optimierung von Verbrennungsprozessen mittels eines Ionisations-Flammen-Managements. *GWI*, 47, Nr. 2 (1998), S. 113–119.
- [71] HIERL, T.: Hochauflösende Thermobilddetektoren - Ein Quantensprung für die bildgebende Industrie-Messtechnik. *Beitragsmanuskript, 16. Heidelberger Bildverarbeitungsforum, 6. März 2001, Universität Heidelberg* (2001), S. 1–6.
- [72] HIGHAM, D. J.; HIGHAM, N. J.: *Matlab guide*. SIAM, 2000.
- [73] HIROTA, K.; SOLOMON, H.: *A combustion control system for a refuse incineration plant*. Industrial Applications of Fuzzy Technology, Hrsg.: Hirota, K., Springer Verlag, 1993.
- [74] HUNSINGER, H.; KELLER, H.; ZIPSER, S.; FREY, H.-H.: *Vorrichtung und Verfahren zur Optimierung des Abgasausbrandes in Verbrennungsanlagen*. dt. Patentanmeldung 11.10.2003, Verfahren laufend, 2003.
- [75] HUNSINGER, H.; VEHLow, J.; PETERS, B.; FREY, H.: Performance of a pilot waste incinerator under different air/fuel ratios. *Proc. of the Internat. Conf. on Incineration and Thermal Treatment Technologies, Proc. (IT'3, Portland, Oreg., May 8-12, 2000)* CD (2000).
- [76] HUTH, M.; VORTMEYER, N.; SCHETTER, B.; JUDITH, H.; BECKER, B.; KARG, J.: Einsatz und Auslegung von Gasturbinen zur Stromerzeugung durch Verbrennung von Synthesegas aus Kohle- und Schwerölrückstandsvergasung. *XXIX. Kraftwerkst. Koll., Dresden 11./12. 11. 1997, Beitragsmanuskripte I* (1997), S. 98–103.
- [77] JAESCHKE, A.; KELLER, H.: Innovative Prozessleittechnik in der thermischen Abfallbehandlung. *e & i, ÖVE /Springer Wien, 111, Nr. 9* (1994), S. 463–469.
- [78] JAGER, J.; ZESCHMAR-LAHL, B.: Ermittlung und Vermeidung von Dioxin- und Furanemissionen aus thermischen Prozessen. *Entsorgungspraxis* 10 (1992) 10, S. 680–687.
- [79] JÄHNE, B.: *Digitale Bildverarbeitung*. Springer Verlag, 1997.
- [80] JÄHNE, B.; MASSEN, R.; NICKOLAY, B.; SCHARFENBERG, H.: *Technische Bildverarbeitung-Maschinelles Sehen*. Springer Verlag, 1995.
- [81] JARASS, H.: *Bundes-Immissionsschutzgesetz*. Dt. Taschenbuch-Verl., 4. Aufl., 1999.
- [82] JÄRVENSIVU, M.: *Intelligent control system of an industrial lime kiln process with respect to the environmental requirements*. Dissertation, TU Helsinki, 2003.
- [83] JÄRVENSIVU, M.; SAARI, K.; JÄMSÄ-JOUNELA, S.-L.: Intelligent control system of an industrial lime kiln process. *Control engineering practice* 9 (2001), S. 589–606.
- [84] JUNIPER, L.; WALL, T.: Combustion of particles in a large pulverized Brown Coal. *Flame, Combustion and Flame* 39 (1980), S. 69–81.

- [85] KELLER, H.; KUGELE, E.; MÜLLER, B.: Innovative Automatisierungsverfahren zur Optimierung der thermischen Abfallbehandlung. *45. IWK, Tagungsband* (2000), S. 322–327.
- [86] KERSTEN, M.; MATTHES, J.; FOUDA, C.; ZIPSER, S.; KELLER, H.: Customizing UML for the Development of Distributed Reactive Systems and Ada95 Code Generation. *Ada User Journal* 23 (2002) 3, S. 175–182.
- [87] KLEIN, M.; WALTER, H.; PANDIT, M.: Digitaler PI-Regler: Neue Einstellregeln mit Hilfe der Streckensprungantwort. *At* 40, Nr. 8 (1992), S. 291–299.
- [88] KOCIJAN, J.; KARBA, R.: Approach to robust multivariable combustion control design. *Computers in Industry*, 18 (1992), S. 25–39.
- [89] KORN, U.; JUMAR, U.: *PI-Mehrgrößenregelungen*. München: Oldenbourg Verlag GmbH, 1991.
- [90] KOST, T.; ROTTER, S.; BILITEWSKI, B.: Qualitätssicherung beim Einsatz von Abfallbrennstoffen als Ersatzbrennstoffe in Industriefeuerungen. *XXXII. Kraftwerkst. Koll., Dresden 24./25. 10.2000, Beitragsmanuskripte II* (2000), S. 161–174.
- [91] KOSUT, R. L.: Suboptimal Control of Linear Time-Invariant Systems Subject to Control Structure Constraints. *IEEE Trans. Autom. Contr. AC-15* (1970), S. 557–563.
- [92] KRAFFT, T.: *Entwicklung von infrarotbasierten Kenngrößen zur Beschreibung des Prozesszustands bei Drehrohröfen*. Diplomarbeit, FH-Karlsruhe, 2003.
- [93] KRAKAU, T.; FOUDA, C.; KELLER, H.; KERSTEN, M.; MATTHES, J.; ZIPSER, S.: Systemhandbuch Inspect 2.1. Softwaredokumentation, Ci-Tec GmbH und FZ Karlsruhe, 2002.
- [94] KRAUSE, B.; ALTROCK, C.; LIMPER, K.; W., S.: A Neuro-Fuzzy Adaptive Control Strategy for Refuse Incineration Plants. *Fuzzy Sets and Systems, Vol. 63, Nr. 3* (1994).
- [95] KREMER, H.: Möglichkeiten und Grenzen der Strahlungswärmeübertragung in industriellen Gasfeuerungen. *GWl* 43, Nr. 10 (1994), S. 482–495.
- [96] KROLL, A.; GEREKE, A.; JORDAN, B.: Fuzzy-Modellierung und -Regelung eines Wirbelschichtofens zur Klärschlammverbrennung. *atp* 39, Nr. 4 (1997), S. 49–55.
- [97] KUHN, U.: Eine praxisnahe Einstellregel für PID-Regler: Die T-Summenregel. *atp* 37, Nr. 5 (1995), S. 10–16.
- [98] LAFOLLETTE, R.; HEDMAN, P.; SMITH, P.: An analysis of coal particle temperature measurements with two-color optical pyrometers. *Combustion Science and Technology* 66 (1989), S. 93–105.
- [99] LATZEL, W.: Einstellregeln für vorgegebene Überschwingweiten. *At* 41, Nr. 4 (1993), S. 103–113.
- [100] LAUZI, M.: Modellbasierte adaptive Regelverfahren in der Antriebstechnik; Teil 1: Ein praxisorientierter Einstieg. *atp* 41, Nr. 7 (1999), S. 43–51.
- [101] LENK, U.; MUCH, U.; VOIGTLÄNDER, P.: Einsatz schwieriger Brennstoffe in Gasturbinen. *XXXII. Kraftwerkst. Koll., Dresden 24./25. 10.2000, Beitragsmanuskripte II* (2000), S. 161–174.

- [102] LEVINE, W. S.; ATHANS, M.: On the Determination of the Optimal Constant Output Feedback Gains for Linear Multivariable Systems. *IEEE Trans. Autom. Contr. AC-15* (1970), S. 44–48.
- [103] LUCKA, K.: *Ein Beitrag zur Reduzierung der NO_x-Emission durch gezielte Beeinflussung der Stömungsführung bei der Verbrennung*. Dissertation, RWTH-Aachen, 1996.
- [104] LUNZE, J.: *Regelungstechnik 1: Systemtheoretische Grundlagen; Analyse und Entwurf einschleifiger Regelungen*. Berlin Heidelberg New York: Springer Verlag, 1. Aufl., 1996.
- [105] LUNZE, J.: *Regelungstechnik 2: Mehrgrößenregelungen digitale Regelung*. Berlin Heidelberg New York: Springer Verlag, 1. Aufl., 1997.
- [106] LUNZE, J.; WOLFF, A.: Robuste Regelung einer Wirbelschichtverbrennungsanlage für Klärschlamm. *At 44* (1996), S. 522–532.
- [107] LUYBEN, W. L.: *Process modelling, simulation and control for chemical engineers*. McGraw-Hill, 1990.
- [108] MALEK, C.: *Zur Bildung von Stickstoffoxid bei einer Staubfeuerung unter gleichzeitiger Berücksichtigung des Ausbrandes*, Dissertation. Dissertation, TU-Clausthal, 1993.
- [109] MALEK, C.; SCHOLZ, R.; JESCHAR, R.: *Vereinfachte Modellierung der Stickstoffoxidbildung unter gleichzeitiger Berücksichtigung des Ausbrandes bei einer Staubfeuerung*. VDI-Berichte, Nr. 1090, VDI-Verlag, 1993.
- [110] MANCA, D.; ROVAGLIO, M.: Infrared thermographic image processing for the operation and control of heterogeneous combustion chambers. *Combustion and Flame* 130 (2002), S. 277–297.
- [111] MARSCHNER, H.-H.: Bericht über regelungstechnische Untersuchungen an einem 210 MW -Kraftwerksblock. Forschungsbericht, ZKI Dresden, 1976.
- [112] MASANORI, Y.; YUTAKA, I.; TAKAHASHI, K.; HAGATA, K.: A new PID controller tuning system and its application to a flue gas temperature control in a gas turbine power plant. *Proc. of the 1998 IEEE Int. Conference on Control Applications Trieste, Italy, September 1-4* (1998), S. 1373–1377.
- [113] MAURER, M.: *Feuerführung in Müllverbrennungsanlagen mit wassergekühlten Vorschubrosten*. Shaker Verlag, 2000.
- [114] MCFARLAINE, A. G. J.: *Analyse technischer Systeme*. BI-Verlag, 1967.
- [115] MEILE, E.; SCHREINER, R.: Gezielte Prozessbeeinflussung durch Aufschalten einer Infrarotkamera am Beispiel der MVA Winterthur. *Entsorgungspraxis 5 / 2002* (2000), S. 26–30.
- [116] MENZEL, H.: *Die Theorie der Verbrennung*. Verlag von Theodor Steinkopff, 1924.
- [117] MITTAG, K.; DITTRICH, H.-G.: Untersuchungen zum stationären und dynamischen Verhalten der Feuerung an der Versuchsanlage zur Müllverbrennung TAMARA. *Kernforschungszentrum Karlsruhe, Report KFK 4923:2, Institut für Datenverarbeitung in der Technik und Laboratorium für Isotropentechnik* (1991), S. 1–28.
- [118] MÜLLER, B.: *Innovative Prozeßführung in der thermischen Abfallbehandlung mit Künstlichen Neuronalen Netzen*. Dissertation, Universität Karlsruhe (TH), 2000.
- [119] MÜLLER, B.; KELLER, H.: Neural Networks for On Line Estimation of the Heating Value in Thermal Treatment of Waste. *New frontiers in computational intelligence and*

- its applications: Proc. of a CIMCA-Int. Conference on Computational Intelligence for Modelling, Control and Automation, Wien 17.-19. February 1999* (1999), S. 68–75.
- [120] MÜLLER, B.; KELLER, H.: Entwicklung von Algorithmen zur Prozessoptimierung mittels Infrarotthermographie, Stand 2000. Internbericht, Forschungszentrum Karlsruhe, 2000.
- [121] MÜLLER, B.; KELLER, H.; KUGELE, E.: Fuzzy Control in Thermal Waste Treatment. *EUFIT-6. European Congress on Intelligent Techniques and Soft Computing, Aachen 1998* (1998).
- [122] MÜLLER, J. U.: *Eine neue Methodik zur Integration von qualitativem und quantitativem Prozesswissen für den Entwurf von komplexen Steuerungs- und Regelalgorithmen, (Dissertation)*. VDI-Fortschrittberichte, Reihe 8, Nr. 887, VDI-Verlag, 2001.
- [123] MÜLLER, T.: *Ein modellbasiertes Infrarot-Emissionsmessverfahren als Beitrag zur Verbesserung der regelungstechnischen Beherrschbarkeit und der Umweltverträglichkeit von Feuerungsanlagen*. Dissertation, TU Dresden, 1999.
- [124] MVTEC SOFTWARE GMBH: *Halcon / C++ Reference Manual, Version 6.0*. MVTec Software GmbH, München, 2000.
- [125] MVTEC SOFTWARE GMBH: *User's Manual, Version 6.0*. MVTec Software GmbH, München, 2000.
- [126] NEUFFER, D.; MACCONNEL, P. F.; PATRIC, M. A.; OWENS, D.: Plant trials of a rule based control system for coal combustion. *UKACC, Int. Conference on CONTROL'98, 1.-4. September 1998, Vol. 455* (1998), S. 195–200.
- [127] NICOLAI, S.; EICHHORN, M.; WERNSTEDT, J.; RICHTER, M.: Anwendung der Fuzzy-Logic zur Regelung der Keramisierung von Kärtschlamm-Mischgranulat in einer Hochtemperatur-Wirbelschichtanlage. *Moderne Methoden des Regelungs- und Steuerungsentwurfes, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, Fachtagung 1997* (1997), S. 250–260.
- [128] NIEBUHR, J.; LINDNER, G.: *Physikalische Meßtechnik mit Sensoren*. R. Oldenbourg Verlag, 3. Aufl., 1994.
- [129] NÖHTH, G.: Randbedingungen für den Einsatz von regelungstechnischen Methoden. *atp 41, Nr. 12* (1999), S. 26–32.
- [130] OERTEL, H.; LAURIEN, E.: *Numerische Strömungsmechanik*. Springer-Verlag, 1995.
- [131] OEST, L.; BURKHARDT, H.: Application of a New Iterative Minimizing Method to Vision-Guided Flame Control. *Proc. of the Fourth Meeting of the European Concerted Action on Process Tomography, ECAPT, Process Tomography-A Strategy for Industrial Exploitation, Bergen, Norway* (1995), S. 92–101.
- [132] OETTEL, H.; BRETTHAUER ET AL., G.: *Züchtung von defektarmen und undotierten GaAs-Einkristallen mit vertikalen Gradient-Freezing-Verfahren, Kurze Darstellung der Ergebnisse und Abschlussbericht*. TU-Bergakademie Freiberg, 1995.
- [133] ONO, H.; OHNISHI, T.; TERADA, Y.: Combustion control of refuse incineration plant by fuzzy logic. *Fuzzy Sets and Systems, 1989* (1989), S. 193–206.

- [134] OPPELT, W.: *Kleines Handbuch Technischer Regelvorgänge*. VEB Verlag Technik, 4. Aufl., 1964.
- [135] OSTERGAARD, J.: Fuzzy control of cement kilns: a retrospective summary. *First europ. congress on fuzzy an intelligent technologies, Aachen* (1993).
- [136] PAPADOULIS, A. K.; TSILIGIANNIS, C. A.; SVORONOS, S. A.: A Cautious Self-Tuning Controller for Chemical Processes. *AIChE-Journal*, 33 (1987), S. 401–409.
- [137] PAPPENFORT, J.: *Modellbildung einer zirkulierenden Wirbelschicht und Entwicklung adaptiver Regelungskonzepte*. Dissertation, Universität-GH-Paderborn, 1991.
- [138] PAUR, H.-R.; BAUMANN, W.; BECKER, B.; MÄTZING, H.; SEIFERT, H.: Technische Maßnahmen zur Minderung von Verbrennungsaerosolen. *Forschungszentrum Karlsruhe - Nachrichten, Hrsg.: FZ Karlsruhe GmbH*, 32, Nr. 3 (2000), S. 148–157.
- [139] PFANNSTIEL, D.: Modellbildung, Simulation und digitale Regelung eines ölbefeuerten Heizkessels mit kleiner Leistung. *VDI-Fortschrittsberichte Reihe 19, Nr. 58* (1992).
- [140] PFANNSTIEL, D.; ISERMANN: Selftuning combustion control for a furnace with low power. *Proc. IFAC Advanced Control of Chemical Processes, Toulouse, 1991* (1992), S. 11–16.
- [141] PFLÜGER, K.-H.; WAGNER, K.: Gas-Druckregelanlagen mit automatischer Wobbeindexkorrektur für deponiegasbetriebene Gasmotoren. *GWI*, 35, Nr. 1 (1986), S. 336–341.
- [142] PIWINGER, F.: Einbindung der Brennerregelung in moderne Prozessleitsysteme. *GWI*, 35, Nr. 1 (1986), S. 328–330.
- [143] PRETSCHNER, A.: *Dynamische Modellierung des Wärmeübergangsprozesses am Beispiel der Strahlungszone von Aufheiz-Röhrenöfen*. Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, 1985.
- [144] PREUSS, H.-P.: Prozessmodellfreier PID-Regler-Entwurf nach dem Betragsoptimum. *At* 39, Nr. 1 (1991), S. 15–22.
- [145] PROFOS, P.: *Die Regelung von Dampfanlagen*. Springer Verlag OHG., 1962.
- [146] PROFOS, P.: Ersparnisse durch Luftüberschußregelung an Kesselfeuerungen. *GWI*, 31, Nr. 12 (1982), S. 323–328.
- [147] PROFOS, P.: Verminderung des Brennstoffverbrauches durch Regelung des Sauerstoffgehaltes im Abgas von Industrieöfen. *GWI*, 31, Nr. 7/8 (1982), S. 323–328.
- [148] PROFOS, P.: Ein neues Konzept der O_2 -Regelung bei Kesselfeuerungen. *GWI*, 37, Nr. 2 (1988), S. 108–112.
- [149] RASKE, F.: *Ein Beitrag zur Dekomposition von linearen zeitinvarianten Großsystemen*. Dissertation, Universität Hannover, 1981.
- [150] RAWLINS, W.; LAWRENCE, W. G.; MARINELLI, W. J.; ALLEN, M.: Hyperspectral infrared imaging of flames using a spectrally scanning fabry-perot filter. *Sixth International Microgravity Combustion Workshop, NASA Glenn Research Center, Cleveland, OH, NASA/CP-2001-21026* (2001), S. 57–60.
- [151] REALTECH: RealLink/32, Echtzeitsimulation von Simulink-Modellen mit hohen Abtastraten auf PC-kompatiblen Targetsystemen. *News Server 3* (1997), S. 12–14.
- [152] REALTECH: RealLink/32 I/O-Library. *User's Guide, API Reference* (1997).

- [153] REINIG, G.; MAHN, B.: Praxisorientierte Evaluierung gehobener Regelungsstrategien für verfahrenstechnische Anlagen. *At*, 8 (2000), S. 372–382.
- [154] REINISCH, K.: *Analyse und Synthese kontinuierlicher Steuerungssysteme*. VEB Verlag Technik, 2. Aufl., 1982.
- [155] ROGERS, J.; SAROFIM, A.; HOWARD, J.; WILLIAMS, G.; FINE, D.: Combustion characteristics of simulated and shredded refuse. *Fifteenth Symposium (International) on Combustion* (1974), S. 1137–1148.
- [156] RUSS, J. C.: *The image processing handbook*. CRC Press, IEEE Press, 3. Aufl., 1998.
- [157] SARACCO, G.; SICARDI, S.; SPECCHIA, V.; ACCORNERO, R.; GUIDUCCI, M.; TARTAGLINO, M.: On the potential of fibre burners to domestic burners application - an experimental study. *GWI*, 45, Nr. 1 (1996), S. 24–31.
- [158] SATTLER, K.; EMBERGER, J.: *Umweltschutz / Entsorgungstechnik: Behandlung fester Abfälle*. Vogel Verlag, 3. Aufl., 1992.
- [159] SCHERRER, R.; HORN, J.: syncom - the next step in modern massburn technology. *Proc. of the 17th Biennial Waste Processing Conference ASME, New-York, 1996* (1996), S. 349–356.
- [160] SCHLESSINGER, M.: *Infrared technology fundamentals*. Marcel Decer Inc., 2. Aufl., 1994.
- [161] SCHLICHTING, H.: *Grenzschichttheorie*. Verlag G. Braun, 8. Aufl., 1982.
- [162] SCHOLAND, E.: *Ein einfaches Modell zur Berechnung des Strahlungswärmeaustausches in Brennkammern*. VDI-Fortschrittberichte, Reihe 6, Nr. 111, VDI-Verlag, 1982.
- [163] SCHOLZ, R.; BECKMANN, M.: Möglichkeiten der Verbrennungsführung bei Restmüll in Rostfeuerungsanlagen. *VDI-Berichte*, Nr. 895 (1991), S. 69–138.
- [164] SCHOLZ, R.; LUDEWIG, S.: *Modellgestützte Prozessführung von Feuerungsanlagen zur Optimierung von Ausbrand und NO_x-Emissionen für Brennstoffe veränderlicher Zusammensetzung*. DFG-Abschlussbericht; Institut für Energieverfahrenstechnik und Brennstofftechnik, TU Clausthal, 2003.
- [165] SCHREINER, R.; JANSEN, A.: Infrared cameras guide combustion control. *MPS Modern Power Systems*, Vol. 17 Issue 9 (1997), S. 45–49.
- [166] SCHRUTTKE, W.: *Theoretische und Experimentelle Modellbildung als Grundlage des Reglerentwurfs für einen Zementdrehrohrofen*. Dissertation, TU Braunschweig, 1978.
- [167] SCHULER, F.; RAMPP, F.; MARTIN, J.; WOLFRUM, J.: TACCOS-A thermography-assisted combustion control system for waste incinerators. *Combustion and Flame* 99 (1994), S. 431–439.
- [168] SCHULER, H.: Was behindert den praktischen Einsatz moderner regelungstechnischer Methoden in der Prozessindustrie? *atp* 34, Nr. 3 (1992), S. 116–122.
- [169] SCHULZ, R.: *Beitrag zur Realisierung der Mikrorechnersteuerung eines Röhrenofens*. Diplomarbeit, TH Otto-von-Guericke Magdeburg, 1983.
- [170] SCHULZ, W.: *Modellierung, Simulation und Regelung einer Wirbelschichtfeuerungsanlage im Technikumsmaßstab*. VDI-Fortschrittberichte, Reihe 6, Nr. 202, VDI-Verlag, 1987.

- [171] SCHUMACHER, W.; SCHÄFERS, W.: Regelung der Feuerungsleistung bei Müllverbrennungsanlagen. *Entsorgungspraxis, Band 9, Heft 6* (1991), S. 312–314.
- [172] SEIFERT, H.; MERZ, D. (Hg.): *Primärseitige Stickoxidminimierung als Beispiel für die Optimierung des Verbrennungsvorgangs in Abfallverbrennungen*. Abschlussbericht zum HGF-Strategiefonds-Projekt; FZK 6944, FZ Karlsruhe, 2003.
- [173] SKOGESTAD, S.: Simple analytic rules for model reduction and PID controller tuning. *Journal of process control* 13 (2003), S. 291–309.
- [174] SOILLE, P.: *Morphologische Bildverarbeitung*. Springer Verlag, 1998.
- [175] STAAB, J.: *Industrielle Gasanalyse*. Oldenbourg Verlag, 1. Aufl., 1994.
- [176] STEPANEK, J.: *Taschenbuch Industrielle Wärmetechnik*. Vulkan Verlag, 3. Aufl., 1994.
- [177] STEPHAN, V.; DEBES, K.; GROSS, H.-M.: Farbbildbasierte Flammendiagnose zur Führung von Kohlestaubfeuerungsprozessen. *VDI-VDE-Fachtagung Computational Intelligence, Baden-Baden 11./12. 5. 2000, VDI-Berichte 1526 ISBN: 3-18-681526-9* (2000), S. 551–556.
- [178] STEPHAN, V.; GROSS, H.-M.; DEBES, K.; WINTRICH, F.; WINTRICH, H.: Reinforcement-Learning-Based Control Scheme for a Visually Guided Combustion Process. *Proc. EMCSR 2000, Wien* (2000), S. 555–558.
- [179] STIRNBERG, D.; VATTER, P.: Wobbeindex-Regelanlagen für sensible Thermoprozesse in der Industrie. *GWI, 47, Nr. 7/8* (1998), S. 391–394.
- [180] STROHRMANN, G.: *Automatisierungstechnik*. Oldenbourg Verlag, 3. Aufl., 1992.
- [181] SUTINEN, R.; OLLUS, M.; LILJA, R.: Digital image processing for burning control. *Pulp & Paper Canada* 88:7 (1987), S. 59–63.
- [182] THOMÉ-KOZMIENSKY, K. J.: *Thermische Abfallbehandlung*. Berlin: EF-Verlag, 1994.
- [183] TURNS, R. S.: *An Introduction to Combustion: Concepts and Applications*. McGraw-Hill Inc., 1996.
- [184] UNBEHAUEN, R.: *Systemtheorie I*. Oldenbourg, 7. Aufl., 1997.
- [185] UNCED: Agenda 21. *Konferenz der Vereinten Nationen für Umwelt und Entwicklung im Juni 1992 in Rio de Janeiro, Dokumente* (1992), S. 211.
- [186] VDI: *VDI-Wärmeatlas*. VDI-Verlag, 8. Aufl., 1997.
- [187] VOGG, H.; HUNSINGER, H.; MERZ, A.; STIEGLITZ, L.; VELOW, J.: Head-end Techniken zur Dioxinminderung. *VDI-Berichte, Nr. 895* (1991), S. 193–210.
- [188] VOSS, U.; MUNACK, A.; THOMAS, M.: A mathematical model control design for an atmospheric fluidized bed coal combustor. *Proc. IFAC'87, Band V2* (1987), S. 85–90.
- [189] VOSS, U.; MUNACK, A.; THOMAS, M.: *Zur Modellbildung und Regelung stationärer Wirbelschichtfeuerungen*. VDI-Fortschrittberichte, Reihe 6, Nr. 200, VDI-Verlag, 1987.
- [190] VOSTEEN, B.; BEYER, J.; BONKHOFER, T.: Simultaneous inner and outer thermography of rotary kilns for hazardous waste incineration - controlled protective slagging results in a considerable prolonging of refractory life. *VGB Power Tech Nr.9* (2002), S. 71–77.
- [191] WACHTER, G.: *Spektrale Analyse der Gas- und Rußstrahlung turbulenter Diffusionsflammen im Infrarot-Bereich*. Dissertation, Universität Karlsruhe (TH), 1993.

- [192] WALTER, M.: *Untersuchung von Verfahren zur kontinuierlichen Analyse der Müllverbrennung in Rostfeuerungen mit Hilfe der Infrarotthermographie*. Dissertation, Ruhr-Universität Bochum, 1996.
- [193] WALTER, M.; KREMER, H.; SCHÄFERS, W.; LIMPER, K.: Bestimmung und Auswertung der Temperaturverteilung von Verbrennungsgut auf dem Verbrennungsrost von Müllverbrennungsanlagen. *VGB Kraftwerkstechnik* 76 (1996) 1, S. 37–45.
- [194] WANG, S.; WU, Y.; MAO, Z.: Flame detection and temperature measurement system for cement rotary kiln. *Proc. of the Int. Conf. on Energy and the Environment, 11.-13. December 2003, Shanghai* (2003).
- [195] WARNATZ, J.; MAAS, U. DIBBLE, R.: *Verbrennung: Physikalisch-Chemische Grundlagen, Modellierung und Simulation, Experimente, Schadstoffentstehung*. Springer Verlag Berlin, Heidelberg, New-York, 2. Aufl., 1997.
- [196] WEICHERT, C.: *Anwendung von Primärmaßnahmen zur Optimierung der NO_X-Emissionen bei Feuerungsanlagen mit zeitlich veränderlichen Eintrittsgrößen insbesondere der Brennstoffzusammensetzung*. Dissertation, TU Clausthal, 2000.
- [197] WEICHERT, C.; ZIPSER, S.; SCHOLZ, R.; DÖSCHNER, C.: *Regelung von Brennkammern für schwierige Brennstoffe*. DFG-Arbeitsbericht; Institut für Energieverfahrenstechnik und Brennstofftechnik, TU Clausthal und Institut für Automatisierungstechnik, Universität Magdeburg, 2000.
- [198] WINTRICH, T.: *Untersuchung zur Schadstoffreduzierung durch leistungsgeregelte Verbrennung von flüssigen Brennstoffen*. Dissertation, RWTH-Aachen, 1997.
- [199] WOLFRUM, J.: Lasers in combustion: from basic theory to practical devices. *27. Symposium (Int.) on Combustion* (1998), S. 1–41.
- [200] WÜELBERN, K.: *Prozeßgekoppelte Messung von Rauchgasen mit einem Fourier-Spektrometer, Reihe 15, Nr. 154*. VDI-Verlag, 1996.
- [201] YANG, B.; YI, L.; SHOUNING, Q.: A rule based cement kiln control system using neural networks. *Proc. of the IEEE int. conf. on intelligent processing systems, Beijing* 1 (1997), S. 493–497.
- [202] YEGIN, E.; KOCAARSLAN, I.; URAL, A.; KATIRCIOGLU, A.: Application of fuzzy control concept in a 750 MW coal fired power plant. *European Control Conference, Rom, Italy, 1995* (1995).
- [203] ZELDOVICH, I.: The oxidation of Nitrogen in combustion and explosions. *Acta Physicochimica, U.R.S.S.* 21 (1946) 4, S. 577–626.
- [204] ZIEGLER, J. G.; NICHOLS, N. B.: Optimum settings for automatic controllers. *Trans. ASME, Vol. 64* (1942), S. 759–768.
- [205] ZIPSER, S.; DÖSCHNER, C.: Beitrag zur Automatisierung schadstoffarmer Verbrennungsprozesse. *Chemische Technik, 51, Nr. 5* (1999), S. 299–303.
- [206] ZIPSER, S.; DÖSCHNER, C.: Abgastemperaturregelung bei schadstoffarmen Verbrennungen mit schwierigen Brennstoffen. Poster, 32. Kraftwerkst. Koll., Dresden 24./25. Oktober 2000, 2000.
- [207] ZIPSER, S.; DÖSCHNER, C.: Beitrag zur Regelung schadstoffarmer Verbrennungen. *Verteilte Automation -Modelle und Methoden für Entwurf, Verifikation Engineering und Instrumentierung, Magdeburg, Tagungsband* (2000), S. 111–119.

- [208] ZIPSER, S.; DÖSCHNER, C.: Zur Regelung von Strecken mit dominierender Zählerzeitkonstante bei Feuerungsprozessen. *45. IWK, TU-Ilmenau, Tagungsband* (2000), S. 328–333.
- [209] ZIPSER, S.; DÖSCHNER, C.: Zur Regelung von Strecken mit dominierender Zählerzeitkonstante. *GMA-Kongress Baden-Baden 2001, VDI-Berichte 1608* (2001), S. 765–772.
- [210] ZIPSER, S.; GOMMLICH, A.; KELLER, H. B.: Einsatz des INSPECT-Systems zur infrarot- und videobasierten Überwachung von Brennräumen. Poster, 36. Kraftwerkst. Koll., Dresden 19./20. Oktober 2004, 2004.
- [211] ZIPSER, S.; GOMMLICH, A.; MATTHES, J.; FOU DA, C.; KELLER, H. B.: *Anwendung des INSPECT-Systems zur kamerabasierten Analyse von Verbrennungsprozessen am Beispiel der thermischen Abfallbehandlung*. FZK-Bericht Nr. 7014 (im Druck), FZ Karlsruhe, 2004.
- [212] ZIPSER, S.; GOMMLICH, A.; MATTHES, J.; KELLER, H.; FOU DA, C.; SCHREINER, R.: On the optimization of industrial combustion processes using infrared thermography. *Proc. of the 23rd IASTED int. conference on modelling, identification, and control; 23.-25. February 2004, Grindelwald, ACTA-Ress, Anaheim, CA* (2004), S. 386—391.
- [213] ZIPSER, S.; KELLER, H.: *Verfahren zur Erkennung und Identifikation von Brennzonen*. dt. Patentanmeldung, DE 103 02 175 A1, 2003.
- [214] ZIPSER, S.; KELLER, H.; KUGELE, E.; MATTHES, J.; FOU DA, C.: Einsatz der Infrarotthermographie zur Optimierung der Prozessführung an der MVA Ludwigshafen. Internbericht, GML, Lurgi AG und FZ Karlsruhe, 2002.
- [215] ZIPSER, S.; KELLER, H.; KUGELE, E.; MATTHES, J.; FOU DA, C.; KERSTEN, M.: Dokumentation der Bildverarbeitungsalgorithmen für die Infrarotthermographie. Internbericht, Martin GmbH und FZ Karlsruhe, 2002.
- [216] ZUBERBÜHLER, U.; BAUMBACH, G.: *Entwicklung eines Feuerungskonzepts zur Verbesserung des Ausbrands bei gleichzeitiger NO_x-Minderung bei der Holzverbrennung im gewerblichen Bereich; Projektbericht zum Programm Lebensgrundlage Umwelt und ihre Sicherung*. bwplus.fzk.de/berichte/SBer/PEF396007SBer.pdf, 2000.

